



저작자표시-비영리-변경금지 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

- 이 저작물을 복제, 배포, 전송, 전시, 공연 및 방송할 수 있습니다.

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.



비영리. 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.



변경금지. 귀하는 이 저작물을 개작, 변형 또는 가공할 수 없습니다.

- 귀하는, 이 저작물의 재이용이나 배포의 경우, 이 저작물에 적용된 이용허락조건을 명확하게 나타내어야 합니다.
- 저작권자로부터 별도의 허가를 받으면 이러한 조건들은 적용되지 않습니다.

저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

이것은 [이용허락규약\(Legal Code\)](#)을 이해하기 쉽게 요약한 것입니다.

[Disclaimer](#)

공학석사학위논문

미쓰비시 공정 중 용련로 내
전달현상과 랜스에 작용하는
응력 수치해석 연구

Numerical simulation on the transport
behavior and thermal stress on the lances in
the smelting furnace of the Mitsubishi process

2014년 2월

서울대학교 대학원

재료공학부

노 한 섭

미쓰비시 공정 중 용련로 내
전달현상과 랜스에 작용하는
응력 수치해석 연구

Numerical simulation on the transport
behavior and thermal stress on the lances in
the smelting furnace of the Mitsubishi process

지도교수 이 경 우
이 논문을 공학석사학위논문으로 제출함

2014년 2월

서울대학교 대학원

재료공학부

노 한 섭

노한섭의 석사학위논문을 인준함

2014년 2월

위 원 장 윤 재 룬 (인)

부 위 원 장 이 경 우 (인)

위 원 한 홍 남 (인)

초 록

본 연구는 미쯔비시(Mitsubishi) 공정 중 동정광을 용해하는 S로에 대한 수치모델 개발을 목적으로 한다. S로는 내부의 격렬한 반응과 용탕 또는 매트 비산 등으로 인해 실험적인 접근이 매우 어렵고 따라서 수치 해석 모델을 개발하여 반응로 내부의 전달 현상과 반응, 미세 입자의 움직임에 대한 해석이 가능하다면 공정 조건의 최적화와 장치의 개선에 대한 기초 자료로 사용될 수 있을 것이다. 과거의 연구들은 노 내부의 유동을 하나의 시스템에서 해석하기보다 국부적인 영역에 초점을 맞추어 해석을 진행하여 각 요소들간의 상관관계들을 파악하는데 주력하였다. 이번 연구에서는 과거의 연구들보다 넓은 관점에서 노를 재현하고자 하며 상용코드를 활용하여 노 내부의 유동을 파악하고 위 데이터를 바탕으로 열응력 관점에서 렌스를 파악하는 것을 목적으로 하였다.

노 내부의 유동을 파악하는데 있어서 먼저 노 내부를 재현할 수 있는 글로벌 모델을 VOF 와 DPM을 사용하여 만들었다. 노 내의 매트의 유동과 입자의 흐름, 온도분포에 대해서 열유동해석을 진행하였고 계면으로부터의 높이가 서로 다른 세 가지 경우에 대해서 비교 분석하였다. 유동의 경우, 계면으로부터 렌스 끝단의 높이가 감소할수록 노 내부의 유동이 격렬해지는 경향을 보이게 되고 노 내부의 혼합에도 영향을 끼치게 된다. 노 내부의 유동이 격렬해질수록 교반이 잘 일어날 수 있는 환경이 조성되나 반대로 입자가 렌스사이로 많이 비산됨에 따라 용련반응이 일어나게 되는 계면에서의 입자의 양이 줄어들게 되는 현상을 보이게 된다. 위 유동 자료를 바탕으로 연동해석을 진행하

였고 노 내의 랜스에 많은 열응력이 작용하고 있음을 확인할 수 있으며 축방향으로 서로 다른 방향의 열응력이 존재하게 됨을 확인할 수 있다. 랜스 벽을 따라 생기는 온도구배에서 그 원인을 찾을 수 있다. 열응력 계산 결과를 토대로 논문에 나온 문헌값과의 비교를 통해 파괴 요인에 대해서 생각해 보면 Cleavage 와 Creep 이 원인이 될 수 있다는 것을 생각해 볼 수 있다. 공정상의 랜스의 온도 변화가 랜스의 미세구조 변화에 영향을 주어 열응력에 대한 저항성을 약화시킬 수 있다는 것도 함께 확인이 가능하다.

주요어 : Mitsubishi 공정, 전산유동모사(Computational fluid dynamics),
VOF (Volume of Fluid), DPM (Discrete Phase Model), 열응력

학 번 : 2012-20595

차 례

초록

차례

그림목록

표목록

1. 서론	1
1.1. 미쓰비시 공정과 용련로	1
1.2. 연구배경 및 목적	4
 2. 실험 방법	 8
2.1. 노 내부의 열 유동 전달현상	9
2.1.1. 이론적 배경	10
2.1.2. 계산 영역	15
2.1.3. 경계조건 및 초기조건	22
2.1.4. 계산방법	26
2.2. 렌스의 열응력 해석	27
2.2.1. 계산방법	27
 3. 결과 및 토의	 28
3.1. 노 내부의 열 유동 전달 현상	28

3.1.1. 매트(matte)의 열 유동	28
3.1.2. 입자의 유동	45
3.1.3. 난류 영역에서의 운동에너지	52
3.1.4. 렌스 내부 및 주위의 열 유동	53
3.2. 렌스의 열응력 해석	60
3.2.1. 렌스높이(700mm)의 렌스의 열응력	60
3.2.2. 렌스 끝단부의 열응력	64
3.2.3. 렌스의 파괴요인	66
3.2.4. Sigma-Phase embrittlement	71
 4. 결론	 74
 참고문헌	 78
Abstract	80

그림 목록

그림 1 . MI 연속제련법 (Mitsubishi continuous process)	3
그림 2 . 용련로(Smelting furnace)	3
그림 3 . 랜스 마모 및 교체 과정	7
그림 4 . 용련로 해석 영역	16
그림 5 . 용련로 내부 영역 및 경계 조건	16
그림 6 . 계면으로부터의 랜스 높이	17
그림 7 . 완성된 그리드 (Grid)	19
그림 8 . 그리드 품질	19
그림 9 . 시간에 따른 주입 조건	22
그림 10 . 초기 조건	25
그림 11 . 1-way FSI (Fluid Structure Interaction)	27
그림 12 . 계면에 수직인 면의 매트 유동	29
그림 13. 계면에 수평인 면의 매트 유동	37
그림 14 . 계면에 수직인 면의 입자 유동	45
그림 15 . 랜스높이(700mm)에서의 랜스하단의 난류영역의 입자(40sec)	47
그림 16 . 멜트 내의 난류영역의 운동에너지	52
그림 17 . 랜스 주위의 열 유동	53
그림 18 . 서로 다른 방향의 Normal stress (Pa)	63
그림 19 . 서로 다른 랜스 높이에 대한 랜스 끝단 부 열응력(60sec)	65
그림 20 . 파괴 맵	67
그림 21 . Cleavage 1 or B.I.F. 1	68

그림 22 . A297 HC Creep 파괴 한계점	69
그림 23 . 렌스 파단면	70
그림 24 . 파괴 단면에 따른 Creep 파괴	70

표 목록

표 1 . A297 HC의 조성	20
표 2 . A927 HC의 물리적 성질	20
표 3 . 매트[8]와 공기의 물리적 성질	21
표 4 . 입구의 경계조건 (공기)	23
표 5 . 입구의 경계조건 (입자)	24
표 6 . 랜스높이(700mm)에서의 수직면의 시간에 따른 매트의 유동	31
표 7 . 랜스높이(1600mm)에서의 수직면의 시간에 따른 매트의 유동	33
표 8 . 랜스높이(2400mm)에서의 수직면의 시간에 따른 매트의 유동	35
표 9 . 랜스높이(700mm)에서의 수평면의 시간에 따른 매트의 유동	39
표 10 . 랜스높이(1600mm)에서의 수평면의 시간에 따른 매트의 유동	41
표 11 . 랜스높이(2400mm)에서의 수평면의 시간에 따른 매트의 유동	43
표 12 . 랜스높이(700mm)에서의 수직면의 시간에 따른 입자의 유동	48
표 13 . 랜스높이(1600mm)에서의 수직면의 시간에 따른 입자의 유동	49
표 14 . 랜스높이(2400mm)에서의 수직면의 시간에 따른 입자의 유동	50
표 15 . 랜스의 높이에 따른 입자 잔류 시간(sec)	51
표 16 . 랜스 외벽 (P1, P3, P5) 에 대한 시간에 따른 매트 및 온도 변화	56
표 17 . 랜스 내, 외벽(P1&P2, P3&P4, P5&P6) 간의 시간에 따른 온도 차이 변화	57
표 18 . 랜스 높이에 따른 끝단에서의 열 유동 비교	59
표 19 . 랜스의 열응력(700mm, 60sec)	62
표 20 . 랜스 높이에 따른 랜스 내의 온도(60sec)	68

1. 서론

1.1. 미쯔비시 공정과 용련로[1]

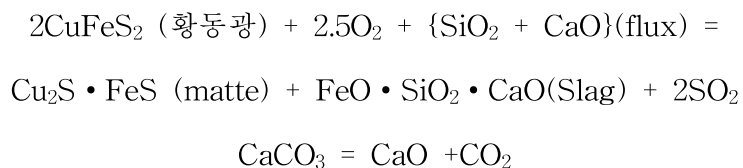
미쯔비시 연속제련법(Mitsubishi continuous process)은 일본의 미쯔비시 나 오시마 제련소가 1974년 600 t/일의 규모로 가동한 이래 한국에서는 1998년 온산 제2공장에서 1900 t/일의 규모로 상용 가동 중에 있다. 독립된 노들이 폐쇄 탕도(launder)로 연결되어 중력에 의해 연속적으로 용융물이 흘러 다음의 노로 이동하도록 되어있다.

물질 및 열적 균형을 고려하여 동정광을 적절한 비율로 혼합하며 원활한 이송 및 처리를 위해 건조로에서 수분이 0.5% 이하가 되도록 건조한다. 건조된 광석은 용제, 산소부화공기와 함께 용련로, S로(Smelting furnace)로 투입되어 용련반응을 일으켜 매트와 슬래그의 혼합체인 용체(melt)를 생성한다. 용체는 용련로에서 출탕되어 탕도를 통해 정련로, CL로(Slag cleaning furnace)로 연속적으로 공급되고, 정련로에서 매트와 슬래그는 비중 차에 의해 분리되어 매트는 사이펀으로, 슬래그는 슬래그 배출구로 출탕된다. 정련로에서 출탕된 매트는 제동로, C로(Converting furnace)에서 랜스(Lance)를 통해 취입되는 용제(석회석)와 산소부화공기에 의해 제동반응을 일으키며 조동과 슬래그를 생성한다. C로에서 생성된 조동은 정제로(양극로, Anode furnace)로 공급되어 산화, 환원과정을 거쳐 양극으로 주조되어 전해정련공장으로 공급된다.

미쯔비시 공정은 다음과 같은 장점이 있다. 먼저, 고품위의 매트(자용로 공법 ; 62~65%, MI 공법 ; 68~70%)조업이 가능하므로 노상 면적당 생산성이

높다. 에너지, 인력의 비용이 적어 자용로공법보다 제조단가가 낮으며 연속공정의 특성상 회분식공정 대비 중간생성물의 발생이 없어 재처리 비용이 낮다. 그리고, 슬래그 중 동 손실이 적어 동회수율이 높다. 하지만, 이와 달리 단점도 존재한다. 연속 공정의 특성상 각 단위공정들이 원활히 가동되지 않는 한 전체공정에 영향을 미치는 큰 단점이 있으며 조동 중 황의 품위가 높아 정제로 조업에 긴 시간이 요구되고, 랜스를 통한 고속의 공기 취입으로 용융물의 와류에 의한 노벽의 마모가 심하여 자용로공법에 비하여 출로 보수의 주기가 짧다.

용련로는 Cu 25~40%의 동정광을 산소와 반응시켜 Cu 68%의 매트 상태로 농축시키는 로이다. 동정광을 산소부화공기(50~60% O₂) 및 용제와 함께 랜스를 통해 노 내부로 연속적으로 투입하면 동정광 중의 철과 황이 산소와 반응하여 제거되어 동이 농축되며, 이때 발생하는 산화열에 의해 동이 농축된 매트와 슬래그가 용융상태로 생성된다. 생성된 매트와 슬래그는 탕도를 통해 연속적으로 정련로로 들어간다. 공정 중 가스는 폐열보일러와 전기집진시설을 거친 후 탈황공장(황산제조공장)으로 보내지게 된다. 용련로에서 일어나는 주요 반응은 아래와 같다.



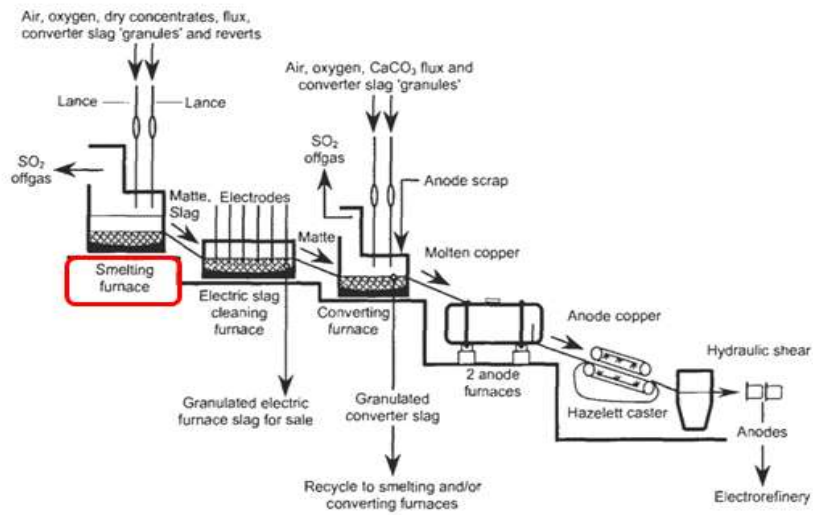


그림 1 . MI 연속제련법 (Mitsubishi continuous process) [2]

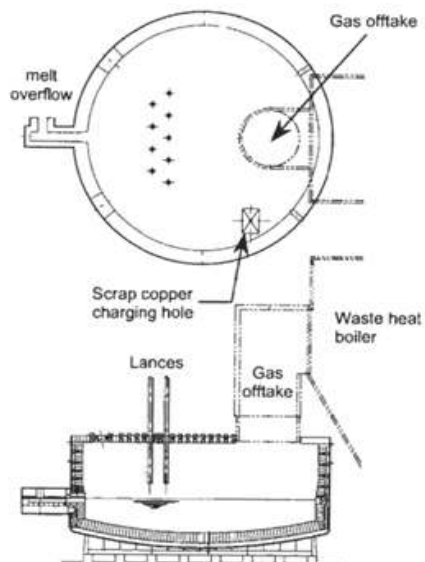


그림 2 . 용련로(Smelting furnace) [2]

1.2. 연구배경 및 목적

미쓰비시 공정 중 동정광을 용해하는 S로는 내부의 격렬한 반응과 용탕 또는 매트와 비산 등으로 인해 실험적인 접근이 매우 어렵다. 따라서 수치 해석 모델을 개발하여 반응로 내부의 전달 현상과 반응, 미세 입자의 움직임에 대한 해석이 가능하다면 공정 조건의 최적화와 장치의 개선에 대한 기초 자료로 사용될 수 있을 것이다.

미쓰비시 공정과 관련된 지난 과거의 연구들을 살펴보면 간단한 시스템에서 실험 혹은 모사하는 것을 특징으로 한다. Zenziro asaki et al. (2001)[3]의 연구에서는 용련로 내부의 제트(penetration jet)의 깊이를 1.2m로 고정하고 그 주위에서의 벌크 매트의 백터장과 버블의 운동과 관해 해석하였다. 위 연구는 랜스 바로 아래에 위치한 매트 내부에서의 운동에 관해서 주로 해석한 결과로 노 내부의 전체 매트에 관한 해석에서는 한계를 보이고 있다. J.S. Jang and H.Y. Sohn (2012)[4]의 연구에서는 주로 랜스 하단부의 노벽 부식(hearth erosion)의 문제를 해결하는데 초점을 두어 기존의 랜스 구조와 다른 모양의 구조를 제안하고 있으며 gas-solid jet의 질량비와 속도를 조절하여 한 개의 랜스와 물을 이용한 실험을 통해서 위 요소들간의 상관관계에 대해서 설명하고 있다. 위 논문 또한 이전의 논문과 같이 노 내부 전체를 표현하는 것보다 노 내의 랜스 하단 부에 초점을 맞추어 해석을 진행하여 용련로 내의 유동을 모사하는데 한계를 보이고 있다. 즉, 과거의 연구들은 노 내부의 유동을 하나의 시스템에서 해석하기보다 국부적인 영역에 초점을 맞추어 해석을 진행하여

각 요소들간의 상관관계들을 파악하는데 주력하였다. 하지만, 위와 같은 해석은 국부적으로 그 의미를 파악하는데 용이하지만 전체 노 내부의 시스템에서 일어나는 문제를 파악하는데 한계를 지니고 있다. 그래서, 이번 연구에서는 과거의 연구들보다 넓은 관점에서의 시스템으로 이루어진 노를 재현하고자 하며 상용코드를 활용하여 노 내부의 유동을 파악하고 위 데이터를 바탕으로 열응력 관점에서 랜스를 파악하는 것을 주로 다루고자 한다. 그리하여, 안정적인 조업을 하는데 기여를 하고자 한다.

위 연구를 통해 나온 열 유동 결과를 활용하여 알아보하고자 하는 랜스의 문제점은 다음과 같다. 현재 조업에서 연속 공정을 방해하는 요소 중 하나는 노 내부의 격렬한 반응으로 인해 발생하는 랜스의 불규칙적인 마모를 들 수 있다. 미쓰비시 공정은 Top - blown 방식으로 반응에 필요한 동정광과 포화 산소, 기타 유입물 등이 랜스를 통해서 계면의 위에서 분사되는 방식을 취한다. 안정적인 조업을 위해서 매트로부터 랜스의 높이를 약 700mm 정도 유지시킨다. 그것은 난류영역에서 효과적인 열전달로 고체 입자들이 빠르게 점화되게 하기 위해서이다. 이로 인해 난류 영역에서 일어나는 반응이 항상 일정한 산소 분압하에서 이루어지게 만들어 결과적으로 일정한 조성을 갖는 용체를 만들게 한다. excess magnetite와 같은 과산화철(over oxidized iron)을 만들지 않는 것이 자용로 공법과 대비하여 미쓰비시 공정이 갖는 주요 차이점이라 말할 수 있다.

내부의 격렬한 반응으로 랜스는 시간이 지나감에 따라서 불규칙적으로 마모가 일어나게 되고 이러한 변화를 조업을 지속하면서 관찰하는 것이 어렵기 때

문에 계면으로부터 렌스의 높이를 일정하게 맞추기 위해 조업을 멈추고 렌스의 높이를 조절하는 작업을 필요로 하게 된다. 이러한 작업은 연속 공정을 저해하여 상당한 비용과 시간적 손실을 발생시키며 체계적인 공정 조업을 만들어 가는데 방해요소로 작용한다.

따라서, S로에 대한 수치 모델 개발을 완성할 수 있다면 렌스에 영향을 미치는 요소들에 대한 정량적인 해석이 가능할 것이며, 조업 중 렌스의 마모 변화에 대한 이해를 바탕으로 정기적인 렌스 교체 작업 추진과 수명 연장 등에 대해서도 기여할 수 있을 것이다.

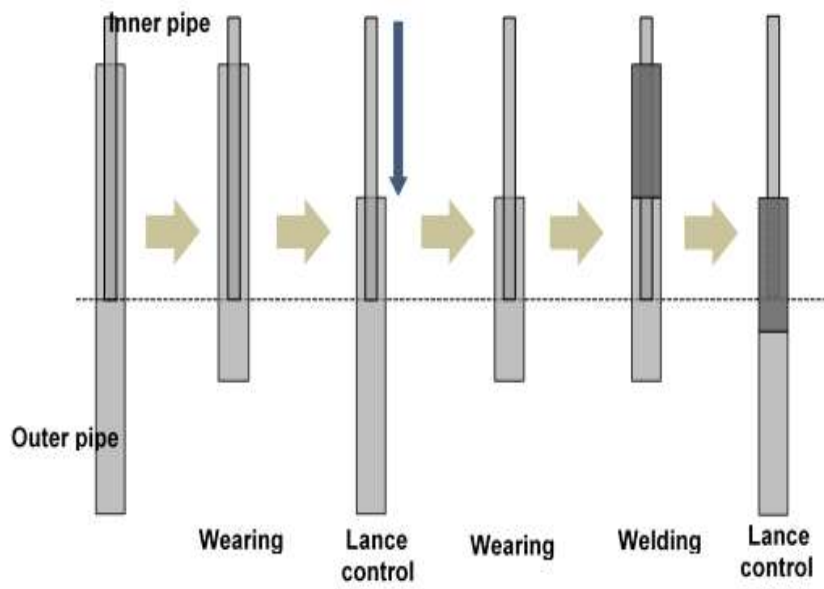


그림 3 . 랜스 마모 및 교체 과정

2. 실험 방법

위 논문에서는 두 가지 수치 해석 실험을 하였다. 하나는 노 내부의 열 유동 전달현상에 대한 해석이고 다른 하나는 위에서 구한 열 유동 데이터를 활용한 열응력 관점에서 랜스가 받게 되는 응력 해석에 관한 것이다. 두 해석 모두 상용코드를 활용하여 수치 해석을 진행하였으며 열 유동 전달 현상과 열 응력 해석에서는 서로 다른 상용코드를 사용하여 계산을 진행했다.

열 유동 해석과 열응력해석에 관한 이론적인 배경과 계산영역, 경계조건과 초기조건, 계산 방법에 관한 자세한 설정은 아래와 같다.

2.1. 노 내부의 열 유동 전달현상

복잡한 미쓰비시 공정을 표현함에 있어서 해석의 용이성을 위해 아래와 같이 몇 가지 가정을 하였다.

- ① 노 내부에는 액상(Matte)과 기상(Air)의 2개의 상만이 존재하며 용련반응이 일어나지 않는다.
- ② 액상과 기상은 비압축성유동이며 뉴토니안 유동(Newtonian flow)를 따른다.
- ③ 액상과 기상의 정확한 계면 추적을 위해서 VOF 모델을 사용한다.
- ④ 입자의 운동에 대한 추적을 위해서 DPM 을 사용한다.
- ⑤ 유동은 수직면에 대해서 대칭적이다.

2.1.1. 이론적 배경

본 연구의 수치 모델링에 사용한 수치 모델은 VOF(Volume of Fluid)와 DPM(Discrete Phase Model)을 함께 적용하여 완성하였다. 난류모델에 대해서는 표준k-ε난류모델(Standard k-ε turbulence model)을 사용하였으며 위 모델들에 대한 지배 방정식은 다음과 같다.

2.1.1.1. VOF (Volume of Fluid)

VOF 모델에 있어서 기체와 액체의 계면은 계면에서 불연속적이며 다른 곳에서는 일정한 phase indicator field 의 Scalar transport equation 의 해를 통해서 알 수 있으며, 비압축 유동의 경우에 알고자 하는 상의 부피비는 다음 식을 통해서 알 수 있다.[5]

$$\frac{\partial \alpha}{\partial t} + \nabla \cdot \alpha U = 0$$

α : Volume fraction of liquid phase, U : Velocity field

α 는 액상의 부피비, $(1-\alpha)$ 는 기상의 부피비를 각각 나타낸다. 그러므로 $\alpha = 1$ 인 경우는 control volume이 모두 액체인 것을 의미하고, $\alpha = 0$ 은 모두 기체, $0 < \alpha < 1$ 은 액체와 기체가 혼합되어 있음을 나타낸다.

위 모델에서 사용되는 Mass conservation equation, Momentum

conservation equation 등의 지배방정식과 Shear stress, Reynold stress은 다음과 같다.

① Mass conservation equation

$$\nabla \cdot U = 0$$

② Momentum conservation equation

$$\frac{\partial \rho_m U}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_m U U) = -\nabla P + \nabla \cdot (\tau + T^t) + \rho_m g + f_g$$

ρ_m : 밀도, P : 압력, f_g : 단위 부피당 힘

③ Shear stress, τ

$$\tau = \mu_m \left[(\nabla U + \nabla U^T) - \frac{2}{3} \nabla \cdot U \right]$$

μ_m : Molecular viscosity

④ Reynold stress, T^t

$$T^t = \mu_t \left[(\nabla U + \nabla U^T) - \frac{2}{3} \nabla \cdot U \delta_{ij} \right] - \frac{2}{3} \rho_m k \delta_{ij}$$

μ_t : Turbulent viscosity, k : Turbulent kinetic energy,

δ_{ij} : Kronecker delta

2.1.1.2. DPM (Discrete Phase Model)

개별상(Discret phase)의 입자의 궤적은 Lagrangian frame 에서의 입자의 힘의 평형(Force balance) 을 바탕으로 계산된다. 위와 관련된 식은 아래와 같다.[6]

$$\begin{aligned}\frac{du_p}{dt} &= F_D(u - u_p) + \frac{g_x(\rho_p - \rho)}{\rho_p} + \frac{\rho}{\rho_p} u_p \frac{\partial u}{\partial x_i} \\ F_D &= \frac{18u}{\rho_p d_p^2} \frac{C_D Re}{24} \\ Re &\equiv \frac{d_p \rho_p |u_p - u|}{\mu} \\ C_D &= a_1 + \frac{a_2}{Re} + \frac{a_3}{Re^2}\end{aligned}$$

u_p : particle velocity, u : fluid phase velocity, μ : the molecular viscosity of the fluid, ρ : the fluid density, ρ_p : the density of the particle, d_p : the particle diameter, F_D : the drag force, C_D : the drag coefficient.

계산하는 과정에서 입자상과 연속상은 서로 커플링 을 하며 계산을 진행하게 되고, 이 과정에서 질량과 열, 운동량간의 교환이 이루어지게 된다.

$$\begin{aligned}S_m &= \frac{\Delta m_p \dot{m}_{p,0}}{m_{p,0}} \\ F_i &= \sum \left[\frac{18u}{\rho_p d_p^2} \frac{C_D Re}{24} (u - u_p) + \frac{g_x(\rho_p - \rho)}{\rho_p} + \frac{\rho}{\rho_p} u_p \frac{\partial u}{\partial x_i} \right] \dot{m}_p \Delta t\end{aligned}$$

S_m : mass exchange, m_p : the particle mass change in each control volume,
 \dot{m}_p : the mass flow rate of the particles, $m_{p,0}$: the initial mass flow rate
of the particles

DPM 이 포함된 유동모델에서 유동은 아래의 과정을 거쳐서 미분방정식을
통해 구해진다.

- ① 연속적인 상의 유동장을 계산한다.
- ② 개별상 입자의 궤적을 계산한다.
- ③ 이전 입자계산에서 결정된 상호 상간의 운동량, 열, 질량 등을 바탕으로 해서 다시 연속적인 상의 유동장을 재계산한다.
- ④ 수정된 연속상의 유동장을 바탕으로 해서 다시 입자의 궤적을 추적한다.
- ⑤ 앞의 과정을 반복하면서 해가 수렴할 때까지 계산을 반복한다.

2.1.1.3. 표준k-ε난류모델(Standard k-ε turbulence model)

난류 모델을 모사하는데 있어 표준k-ε난류모델(standard k-ε turbulence model)을 사용하였다. 위 난류 모델에 사용된 지배방정식은 다음과 같다.[5]

① Turbulence kinetic energy equation, k

$$\begin{aligned} & \frac{\partial(\rho_m k)}{\partial t} + \nabla \cdot \rho_m U k \\ &= -\rho_m \overline{u' u'} : \nabla U_k + \frac{\mu_t}{\rho_m \sigma_\rho} \nabla \rho_m g + \nabla \cdot \left[\left(\mu_m + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \nabla k \right] - \rho_m \epsilon + K_{kl} \end{aligned}$$

② Turbulence dissipation equation, ε

$$\begin{aligned} & \frac{\partial(\rho_m \epsilon)}{\partial t} + \nabla \cdot \rho_m U \epsilon \\ &= \left(-C_{\epsilon 1} \rho_m \overline{u' u'} : \nabla U_k - C_{\epsilon 3} \frac{\mu_t}{\rho_m \sigma_\rho} \nabla \rho_m g + C_{\epsilon 4} \rho_m \epsilon \nabla \cdot U \right) \frac{\epsilon}{k} \\ & \quad + \nabla \cdot \left[\left(\mu_m + \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \right) \nabla \epsilon \right] - C_{\epsilon 2} \rho_m \frac{\epsilon^2}{k} + D_{kl} \end{aligned}$$

③ Turbulent viscosity, μ_t

$$\mu_t = C_\mu \rho_m \frac{k^2}{\epsilon}$$

$C_{\epsilon 1}$, $C_{\epsilon 2}$, $C_{\epsilon 3}$, $C_{\epsilon 4}$, σ_k , σ_ϵ , σ_ρ , C_μ 는 각각 1.44, 1.92, 0.8, 0.33, 1, 1.3, 0.9, 0.99 이다.

2.1.2. 계산 영역

2.1.2.1. 해석 영역 설정

위의 가정을 바탕으로 용련로에 대한 해석하고자 하는 영역은 그림 4. 와 같다. 그리고 각 영역에 대한 경계 조건은 그림 5. 와 같다. 위 모델은 가정에서 살펴본 바와 같이 용련반응이 포함되어 있지 않기 때문에 랜스를 통해서 유입되는 공기와 입자에 의해서 출탕구를 통해 매트가 빠져나가면 시간이 지남에 따라 매트의 거동을 해석하는데 문제점으로 작용할 수 있다. 그래서, 노 내의 매트의 양을 안정적으로 유지하면서 매트의 거동을 살펴보기 위해 출탕구를 벽으로 설정하여 해석하였다.

랜스가 마모되면서 변하게 되는 노 내부의 유동을 살펴보기 위해 매트의 계면으로부터 랜스의 끝단까지 높이가 서로 다른 세 가지 모델에 대해서 계산을 진행하였다. 원래 높이인 700mm, 랜스의 절반이 마모된 상황인 1600mm, 랜스가 거의 다 마모된 상황인 2400mm 로 설정하여 총 세 가지 상황에 대해서 고려해보았다.

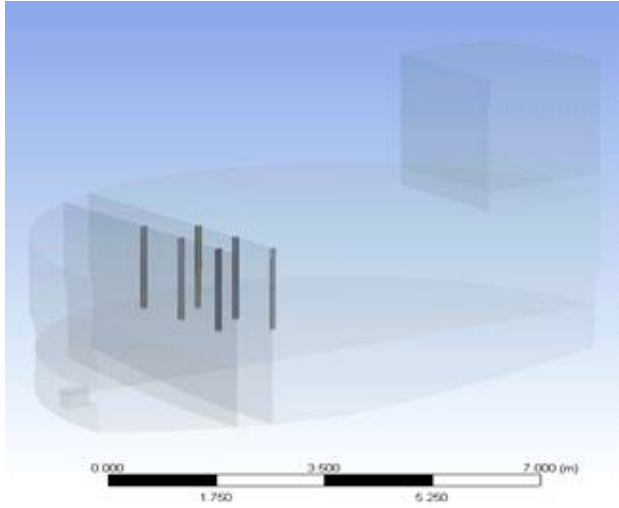


그림 4 . 용련로 해석 영역

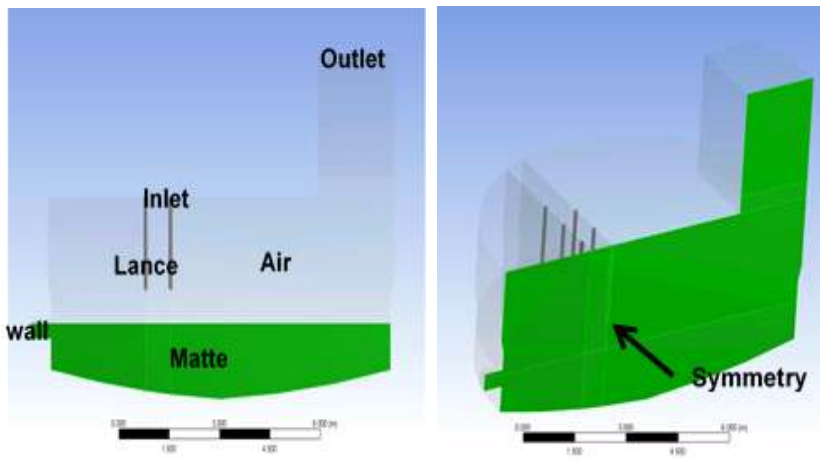


그림 5 . 용련로 내부 영역 및 경계 조건

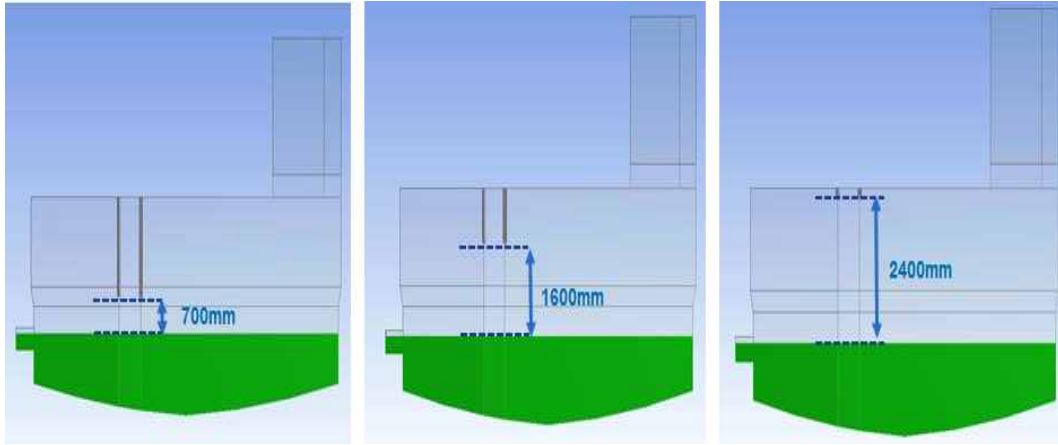


그림 6 . 계면으로부터의 렌스 높이

2.1.2.2. 그리드(Grid) 설정

그리드를 작성하는데 있어서 랜스 내부와 주위에 많은 그리드를 배치함으로써 노 내부에서 일어나는 격렬한 유동에 따라 랜스 주위와 내부에서 변하게 되는 각종 변수에 대해 자세히 관찰하고자 했다. 완성된 그리드는 그림 7. 과 같다.

그리드의 품질에 대해서 알아보기 위해 수직격자품질(Orthogonal grid quality)측면에서 살펴보고, 그 결과 평균 0.96 이 나왔다. 이 값은 1에 가까울수록 좋은 값이므로 계산에 적합한 좋은 격자가 그려졌음을 확인하였다.

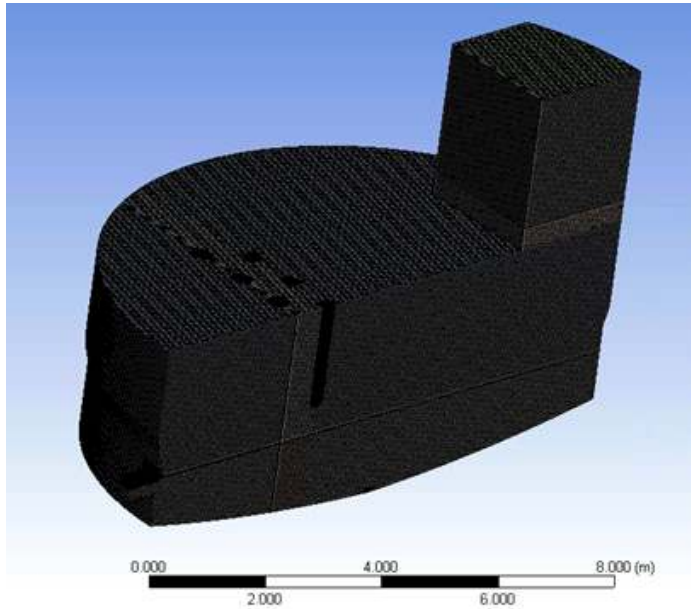


그림 7 . 완성된 그리드 (Grid)

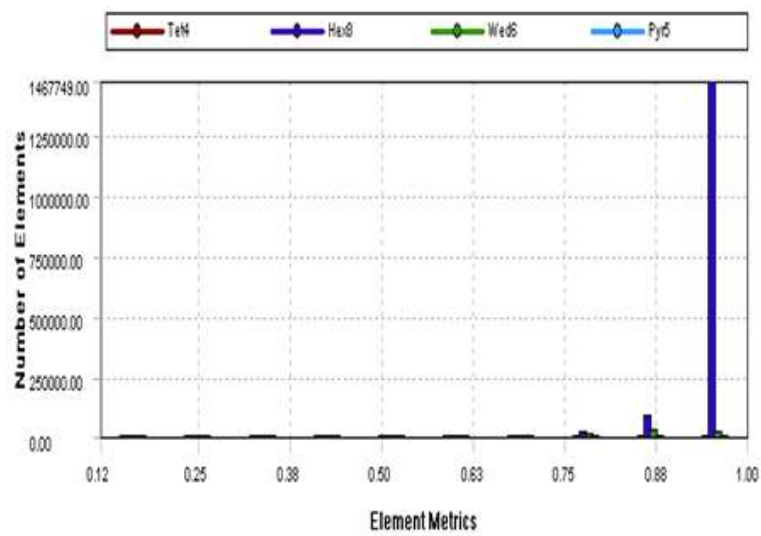


그림 8 . 그리드 품질

2.1.2.3. 물리적 성질

랜스는 실제 조업에서 사용하고 있는 것을 대상으로 해석하였으며, 직경이 101.56 mm, 두께는 5.6 mm 이다. 재질은 A297 HC(AISI 446, UNS S92605) 이다.

화학 조성 - %

	C	Mn	Si	P	S	Mo	Cr	Ni	Fe
Min.							26		
Max	0.50	1.00	2.00	0.04	0.04	0.50	30	4.00	Bal.

표 1 . A297 HC의 조성[7]

밀도(kg/m ³)	7528.90	Young's modulus(MPa)	1.99*10 ⁵
열팽창계수 ($^{\circ}\text{C}^{-1}$ at 21 $^{\circ}\text{C}$)	1.188*10 ⁻⁵	Poisson 비	0.31
비열(J/kg K)	586.20	Yield strength (0.2% off set, MPa)	448.18
열전도도(W/m K)	31.49	Ultimate tensile strength (MPa)	482.65

표 2 . A927 HC의 물리적 성질[7]

	Matte	Air
밀도(kg/m ³)	4400	1.225
점도(kg/ms)	0.0032	1.7894*10 ⁻⁵
비열(J/kg K)	890	1006.43
열전도도 (W/m K)	17	0.242

표 3 . 매트[8]와 공기의 물리적 성질

2.1.3. 경계조건 및 초기조건

경계 조건(Boundary condition) 을 설정하는데 있어 입구 과 출구로 나누어 살펴보면 입구인 랜스의 입구를 통해서 공기와 입자가 들어오게 되고 출구를 통해서 노 내부의 공기와 기타 부산물 등이 나가는 조건으로 설정하였다.

60초 동안의 노 내부의 유동에 관해 계산을 수행하였으며, 초기 조건 (Initial condition) 으로부터 노 내부 환경의 안정화를 위해서 30초간 공기만 주입하였으며, 이 후 15초 동안 공기와 입자를 함께 주입하였다. 이 후, 다시 15초 동안 공기만 주입하여 노 내부에서 입자의 거동과 유동들에 대해 살펴보 고자 했다.

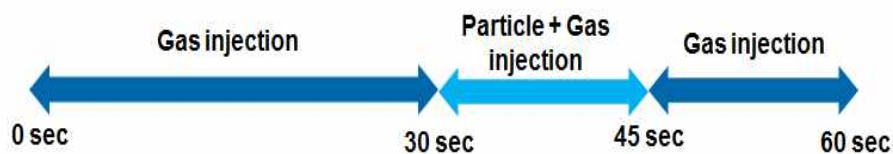


그림 9 . 시간에 따른 주입 조건

2.1.3.1. 입구경계조건(공기)

입구를 통해서 들어가는 공기의 온도는 상온(25℃)이며, 속도는 125 m/s 로 설정하였다. 원통형 관을 통해서 나가는 공기의 난류상수인 turbulent kinetic energy, k 와 turbulent dissipation rate, ϵ 을 결정하기 위해서 아래와 같은 empirical relations 을 사용하였다.[9]

$$I = 0.16Re^{-1/8}, k = 1.5(U_{ref}I)^2, \epsilon = (C_\mu)^{3/4} \frac{k^{2/3}}{l}, l = 0.07L$$

I : Turbulent intensity, U_{ref} : Mean velocity, Re : Reynold number,

l : Turbulent length scale, L : Characteristic length

위 식들을 이용하여 난류상수들을 결정할 수 있으며, 공기(Gas)의 입구경계 조건은 표 4. 와 같이 정리할 수 있다.

입구 종류	Velocity inlet
공기 속도 (m/s)	125
주입되는 공기의 온도 (℃)	25
Turbulent kinetic energy, k (m ² /s ²)	20.7575
Turbulent dissipation rate, ϵ (m ² /s ³)	2185

표 4 . 입구의 경계조건 (Gas)

2.1.3.2. 입구경계조건(입자)

입구 을 통해 들어가는 입자의 재료는 구리이며 물성치는 Ansys Fluent 14.5 에 내장된 값을 사용하였다. 투입되는 입자의 직경은 50 μm 이며 공기와 마찬가지로 상온(25°C)으로 설정하였다. 유량이 3.45 kg/s, 125 m/s 의 속력으로 30초에서 45초까지 총 15초 동안 입자의 투입이 이루어지며 Surface type injection을 선정해 투입되는 입자가 입구의 표면에 대해서 균일하게 분포되어 들어갈 수 있게 설정하였다. 투입 후 입자의 Turbulent dispersion 을 예측하기 위해서 Stochastic particle tracking 을 사용하였으며 이 때 Time scale constant 는 0.15 로 설정했다. 입자 의 입구 경계조건은 표 5. 와 같이 정리할 수 있다.

입자 재료	구리
입자 크기(diameter, μm)[8]	50
입자 온도($^{\circ}\text{C}$)	25
속도 (surface type injection, m/s)	125
질량 유속 (kg/s)	3.45
투입 시간 (sec)	30 ~ 45

표 5 . 입구의 경계조건 (입자)

2.1.3.3. 기타경계조건 및 초기조건

기타 출구 의 경계조건은 gauge pressure가 0이 되도록 하였으며, 종류는 Pressure outlet으로 하였다. 벽의 경계조건은 Standard wall function을 사용하였다.

초기 조건은 다음과 같이 설정하였다. 초기 매트와 노 내부 공기, 출구, 랜스의 온도를 각각 1250 °C, 1250 °C, 1250 °C, 800 °C 으로 설정하였다. 이 조건은 실제 조업에서 사용되는 온도의 평균값이다. 각각의 온도에 대한 모식도는 그림 10. 과 같다.

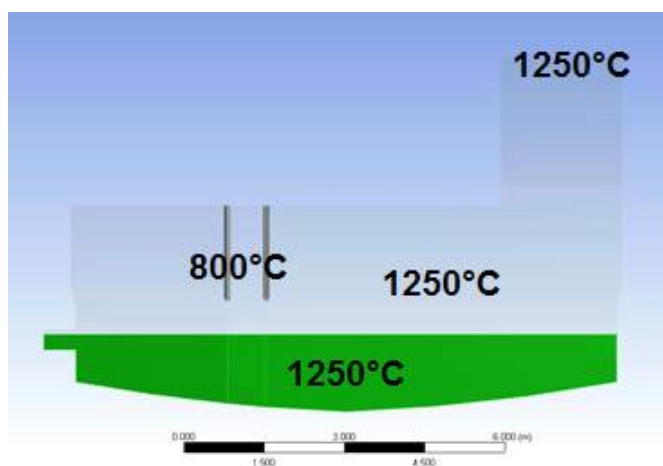


그림 10 . 초기 조건

2.1.4. 계산방법

3차원 모델을 사용하며 모든 유동은 비압축성 유동이다. 2상 모델은 다상 유동(Multiphase flow) 을 바탕으로 VOF(Volume of Fluid) 모델, DPM(Discrete Phase Model) 을 사용한다. 시간에 대해서 Transient하게 계산하여 각각의 시간에 대해서 노 내부가 어떻게 계산되는지 살펴보았고 Time step size는 0.01초 , Time step당 25번의 iterations을 진행하여, 60초 동안의 노 내부의 모습을 모사하였다. Pressure-Velocity correction에는 PISO procedure을 사용하였고, Pressure discretization에는 PRESTO scheme가 사용되었다. Rounding error를 줄이기 위해서 Double precision solver를 사용하였으며, [10]Diffusive terms들의 해에 관해서는 1st wind difference scheme를 이용해 계산을 수행하였다. 계산은 상용코드인 ANSYS FLUENT 14.5을 이용해 수행하였다.

2.2. 렌스의 열응력 해석

2.2.1. 계산방법

계산은 상용코드인 ANSYS FLUENT 14.5 과 ANSYS MECHANICAL 14.5 을 이용해 수행하였다. 렌스가 받는 열응력에 해석을 위해서 1 - way FSI(Fluid structure interaction) 방법을 통해 계산을 수행하였다. 열 유동 해석을 통해서 렌스 내부의 온도 데이터를 활용하여 계산을 수행하는 방법이다. 위와 같이 계산을 수행하는 것은 수치해석 관점에서 유동해석과 응력해석 간에는 차이가 존재하기 때문이다. 유동해석을 수행하는데 FVM(Finite volume method)를 이용하고 응력해석에서는 FEM(Finite element method)를 사용하기 때문에 서로 다른 솔버(solver)가 요구된다. 그래서, 열응력 해석을 하는데 있어서는 유동해석과는 다른 솔버인 ANSYS MECHANICAL 14.5을 사용하여 계산을 수행하였다.

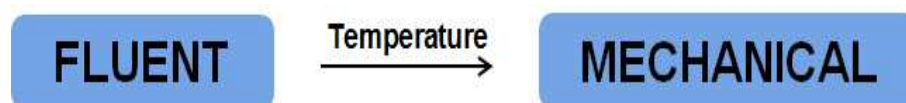


그림 11 . 1-way FSI (Fluid Structure Interaction)

3. 결과 및 토의

3.1. 노 내부의 열 유동 전달 현상

노 내부의 열 유동 전달 현상을 살펴보기 위해 계면으로부터의 서로 다른 랜스 높이를 가지는 경우들에 대해서 매트(matte)의 열 유동과 입자가 주입됨에 따라 입자의 유동, 랜스 하단 부에 위치한 난류 영역에서의 난류운동에너지와 랜스 주위에서의 열 유동에 대해서 살펴보고자 한다.

3.1.1. 매트(matte)의 열 유동

서로 다른 계면으로부터의 랜스 높이, 700mm, 1600mm, 2400mm 를 가지는 세 가지 경우에 대해서 수치 실험을 진행하였고, 시간에 따라 변화하는 매트의 열 유동에 대해서 계면에 수직인 면과 수평인 면에 대해서 살펴보았다. 결과는 부피비로 표현하였으며 아래와 같다.

3.1.1.1. 계면에 수직인 면의 매트 유동

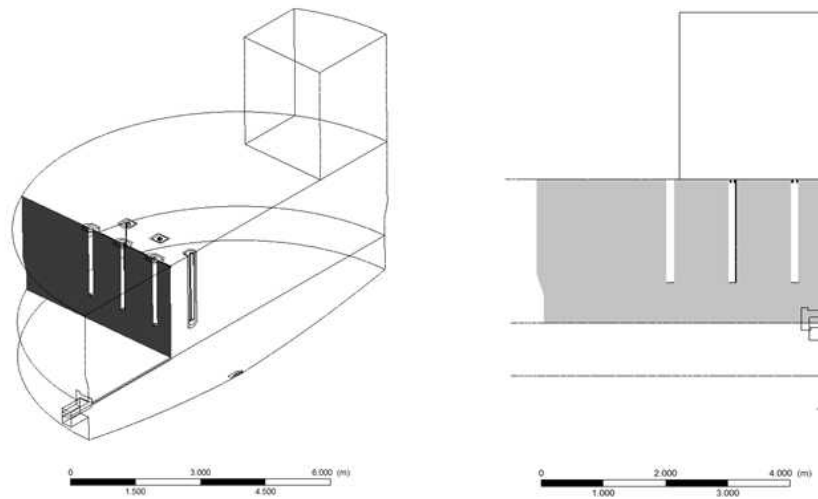


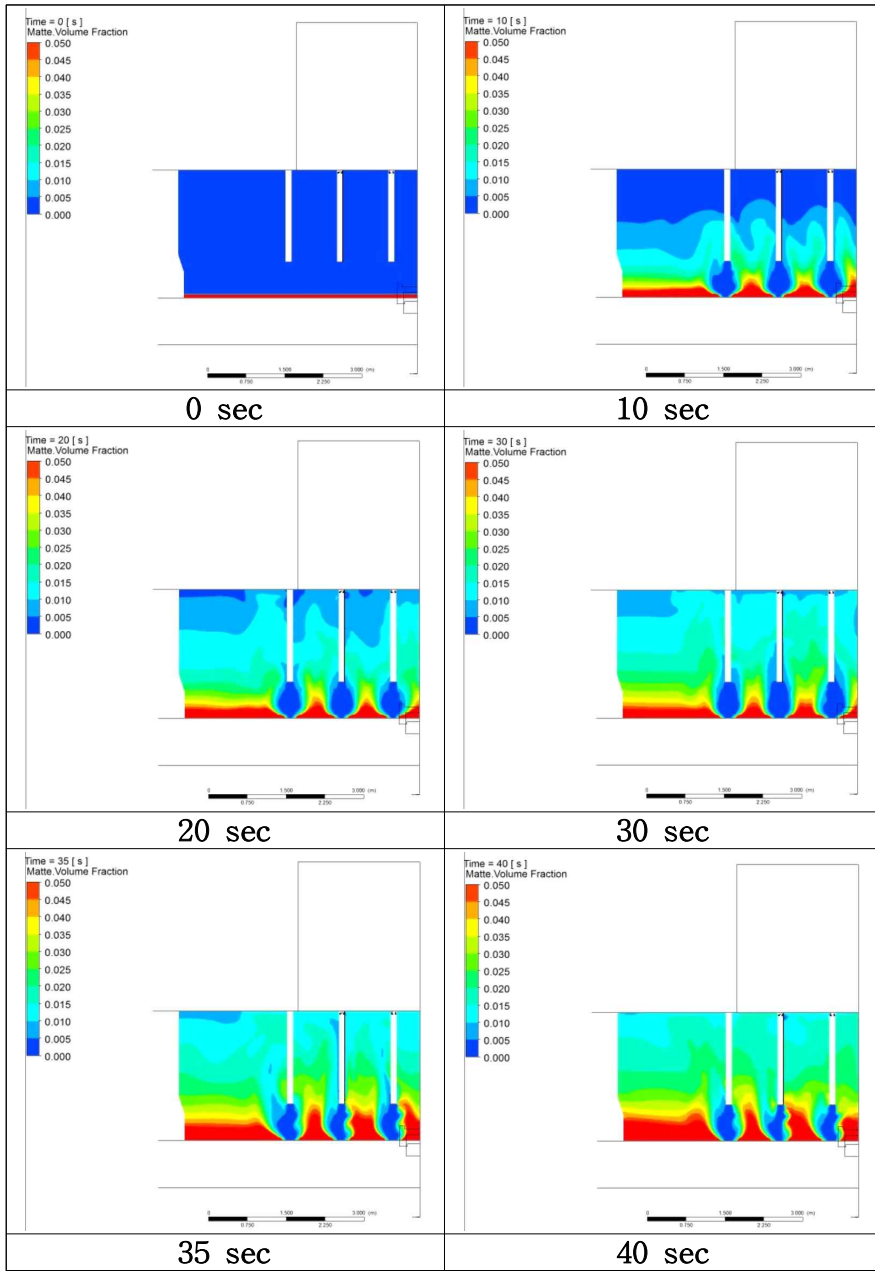
그림 12 . 계면에 수직인 면의 매트의 유동

서로 다른 랜스 높이를 가지는 경우의 계면에 수직인 면에서의 매트의 유동에 대해서 살펴보았다. 결과는 다음의 표 6. 7. 8. 과 같다.

랜스의 높이가 계면으로부터 700 mm 인 경우, 표 6.에 나타난 결과와 같이 랜스 끝단부에서 계면까지의 거리가 상대적으로 가까워 다른 경우보다 많은 양의 매트가 비산되는 것을 확인할 수 있다. 입자가 투입되기 시작하는 30초 이후부터는 비산량이 더 많이 늘어날 뿐만 아니라 랜스 벽면부터 많은 양의 매트가 서로 부딪히는 것 또한 관찰할 수 있다. 1600 mm 의 경우, 표 7. 에 나타난 결과와 같다. 700 mm 경우보다 비산되는 매트의 양이 확연히 줄어든 것을 확인할 수 있으며 입자가 투입되기 시작한 30초 이후부터 이전의 경우와

마찬가지로 비산양이 늘어나는 것을 확인할 수 있다. 2400 mm 의 경우, 표 8.에 나타난 결과와 같다. 세 가지 경우 중 가장 비산되는 매트 양이 적으며, 렌스의 끝단과 계면으로부터의 거리가 가장 멀고, 렌스가 거의 다 마모된 상황에 대한 모사이기 때문에 입자의 투입으로 인한 매트의 비산도 다른 경우에 비해 크게 증가하지 않은 것을 확인할 수 있다.

세 가지 경우에 대해서 계면에 수직인 면에서의 매트의 유동을 살펴보면 렌스 끝단부와 매트의 거리가 멀어짐에 따라 매트의 비산양이 점차 줄어드는 것을 확인할 수 있고 입자가 투입됨에 따라서 이전보다 비산되는 매트의 양이 늘어나게 된다는 것을 결론지을 수 있다.



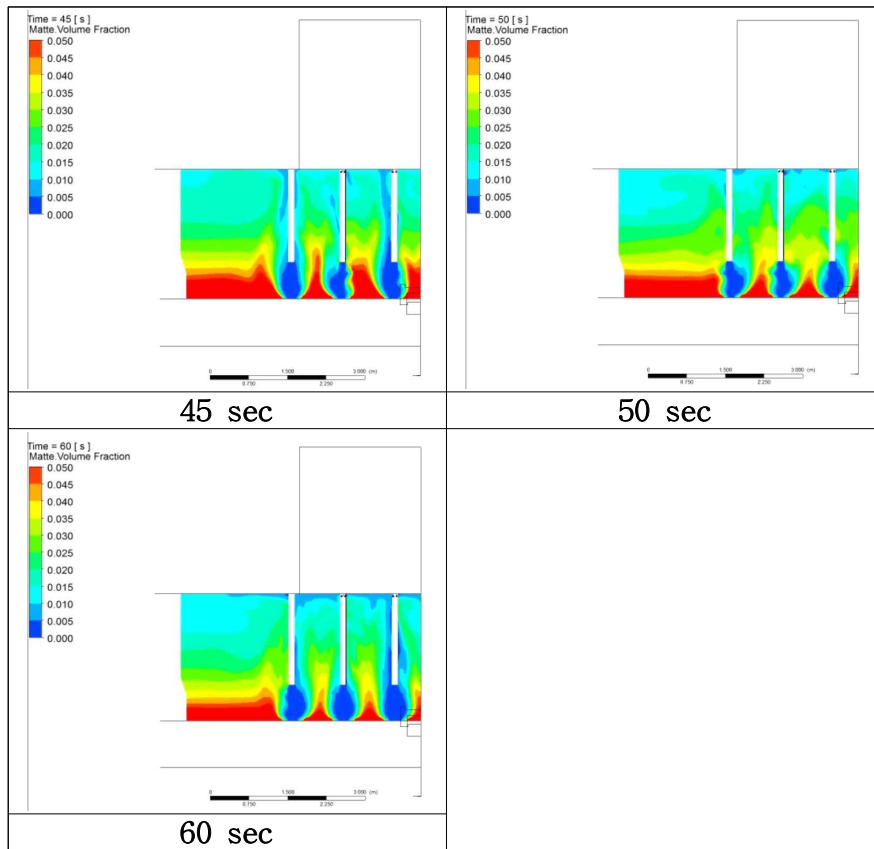
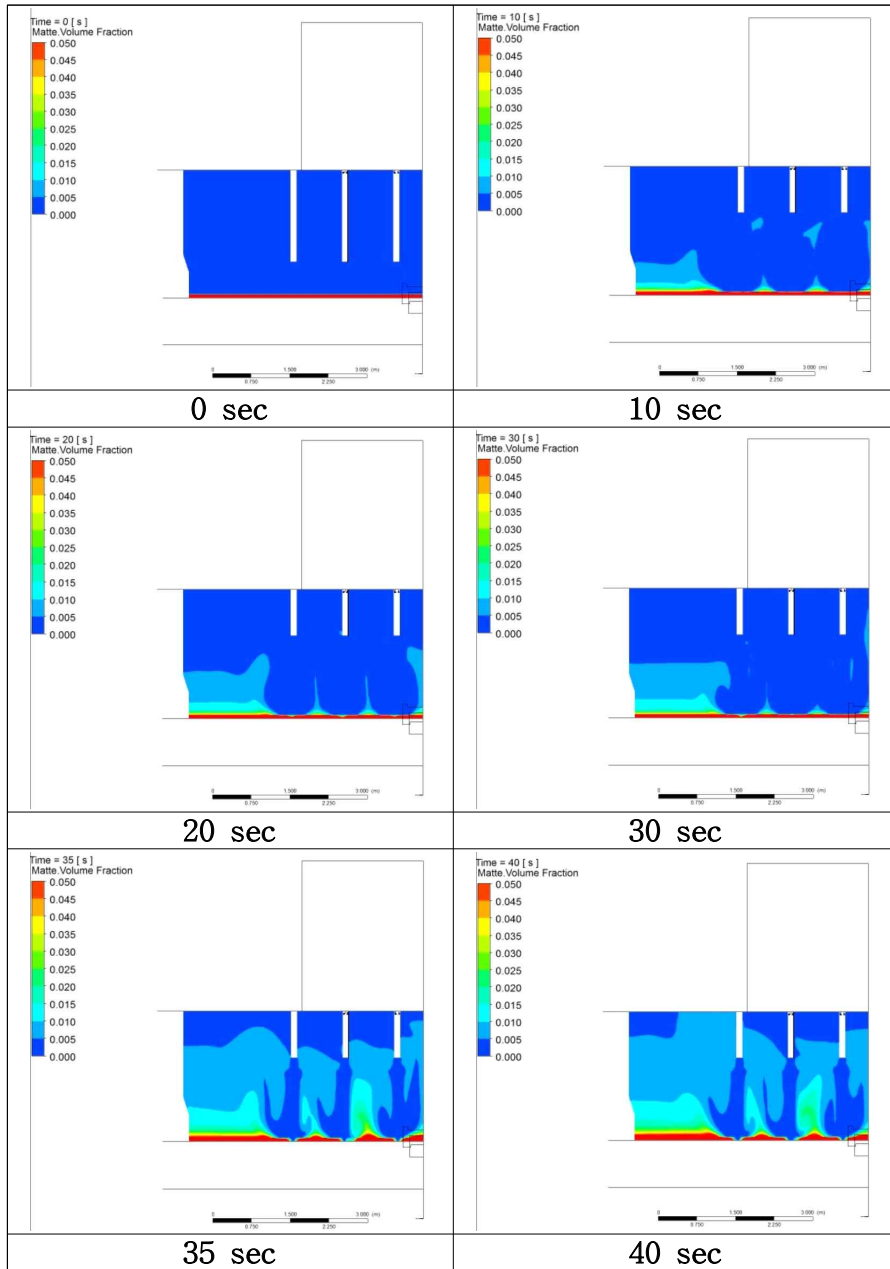


표 6 . 랜스높이(700mm)에서의 수직면의 시간에 따른 매트 유
동



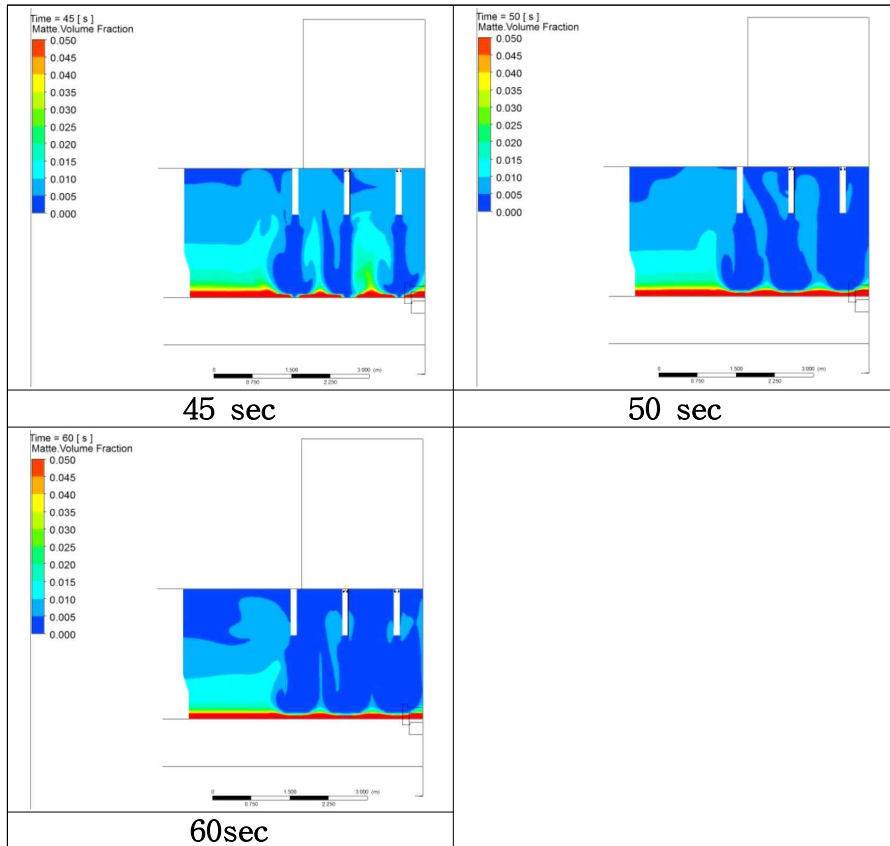
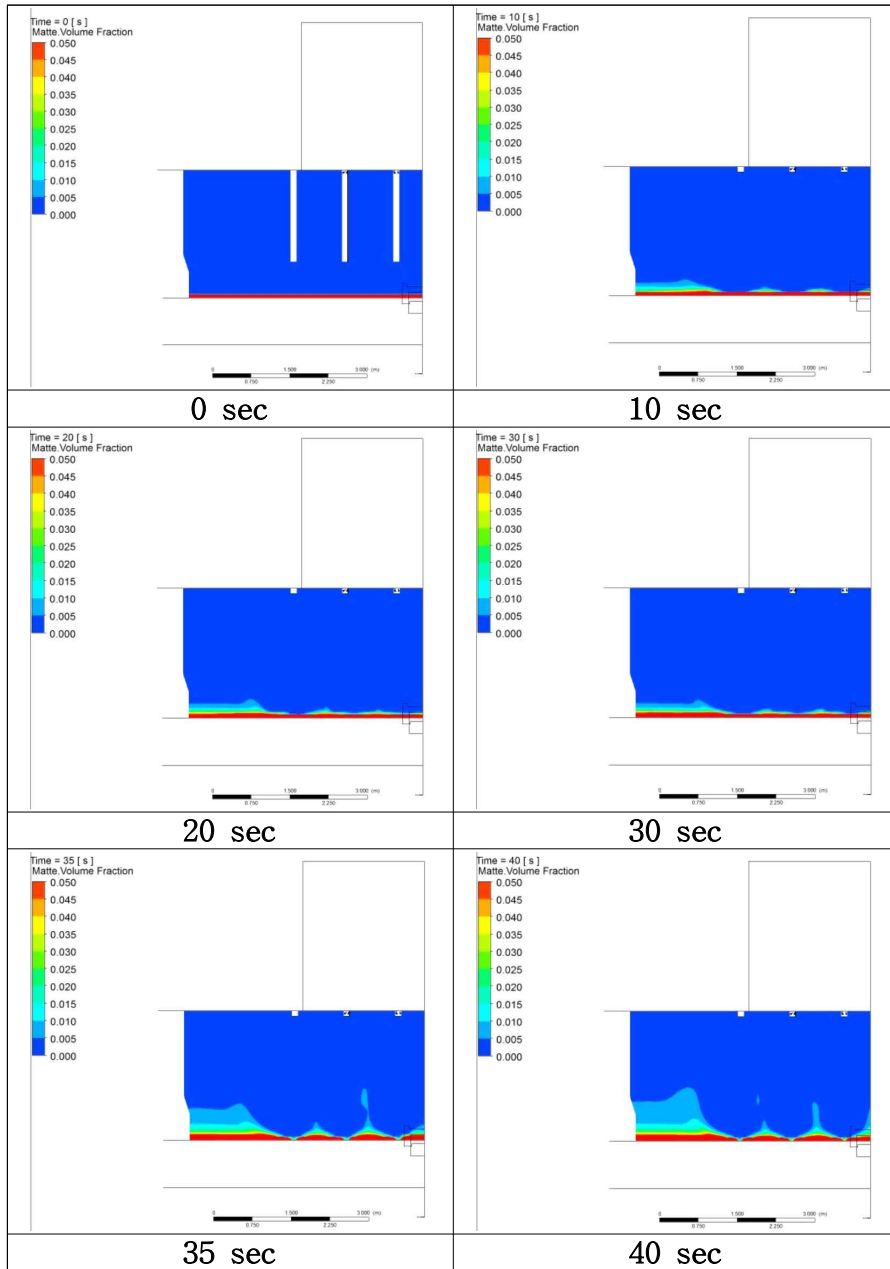


표 7 . 랜스높이(1600mm)에서의 수직면의 시간에 따른 매트 유
동



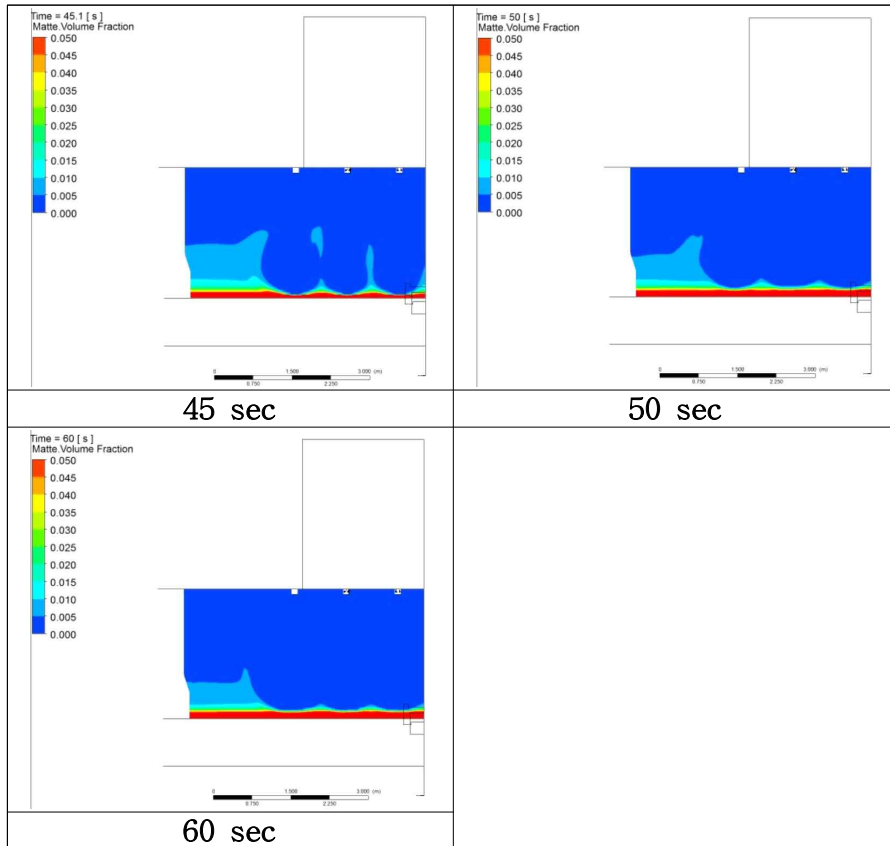


표 8 . 랜스높이(2400mm)에서의 수직면의 시간에 따른 매트 유
동

3.1.1.2. 계면에 수평인 면의 매트 유동

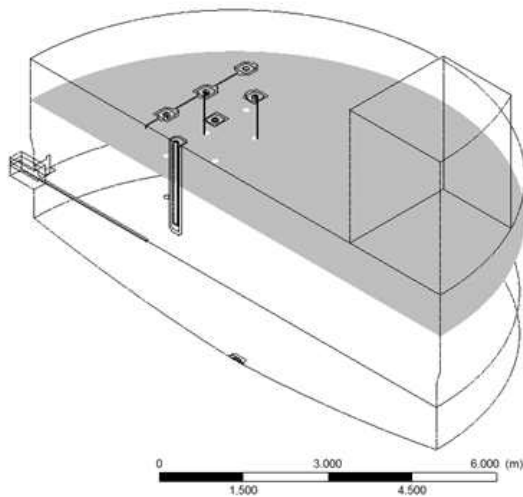


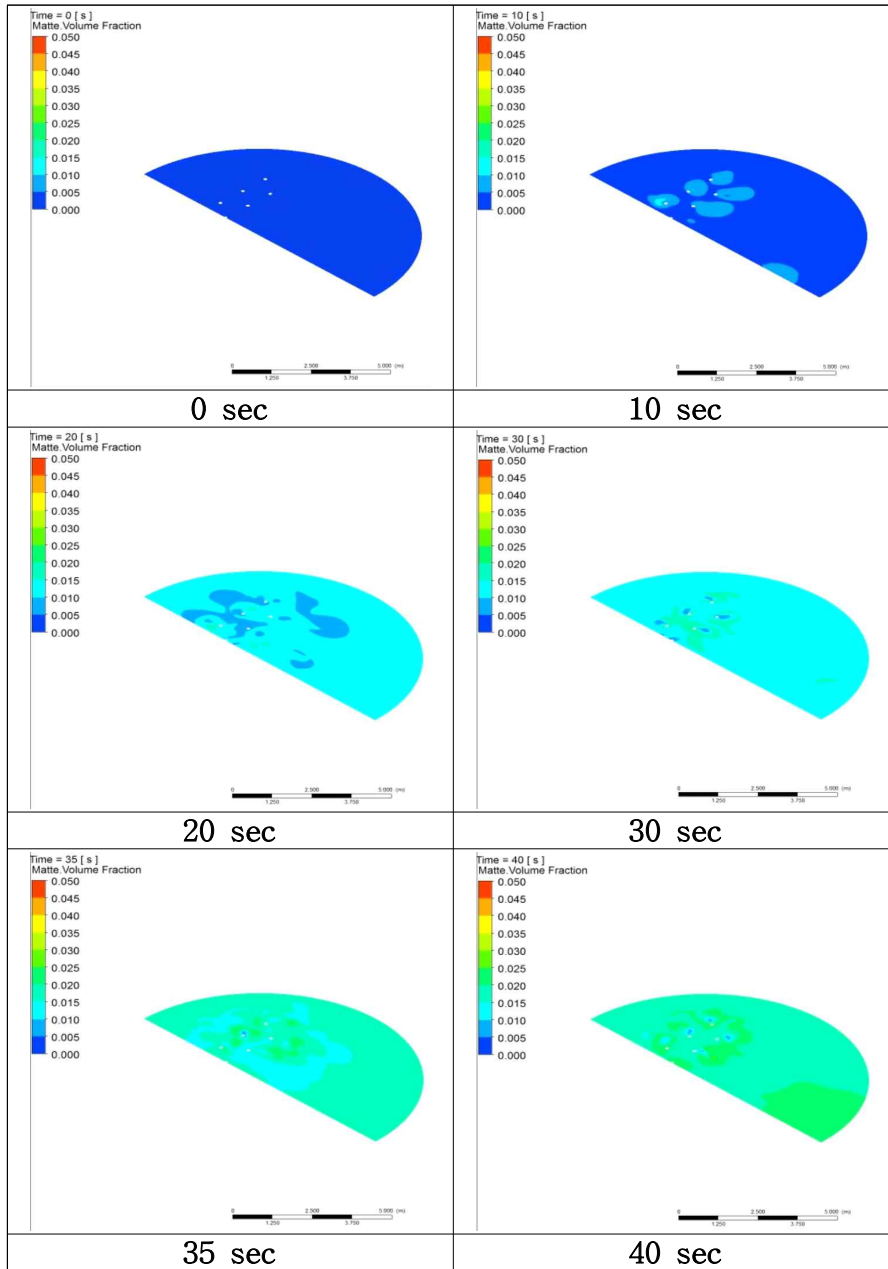
그림 13. 계면에 수평인 면의 매트의 유동

계면에서 1600 mm 떨어진 수평 면에 대해서 서로 다른 계면으로부터의 랜스 높이를 가지는 경우에 대해서 매트의 유동을 살펴보았다. 결과는 표 9. 10. 11. 과 같다.

계면에 수직인 경우에 대해서 살펴본 바와 같이 수평면에서 관찰한 매트의 경우도 위의 경우와 결과가 유사하게 나오는 것을 확인할 수 있다. 랜스 끝단부와 계면의 거리가 가까워짐에 따라서 비산되는 매트의 양이 늘어나게 되고 멀어짐에 따라 그 양이 줄어들게 된다. 또한, 입자가 주입된 이후 그 양이 더 늘어나게 되는 것을 확인할 수 있다. 수평면의 경우에서 매트의 양을 확인해

보면 계면으로부터 같은 높이에 위치한 랜스 주위의 매트 양을 보면 그 양이 위치에 따라서 많은 차이를 보이는 것을 알 수 있다. 이것은 노 내에서 랜스가 위치한 곳에 따라 매트의 분포가 서로 다르게 나타나게 되고 랜스가 부딪히게 되는 매트의 양도 각각의 랜스가 모두 다르다는 것을 의미한다. 또한, 노의 벽면부분보다 랜스가 있는 위치의 랜스 사이사이로 그 양이 시간에 따라서 변화가 심한 것도 확인할 수 있다. 2400 mm 의 경우, 매트의 양 변화가 거의 없는 것으로 보아 노 전체적의 매트의 비산이 심하게 일어나지 않는 상태가 유지되고 있음을 확인 할 수 있다.

수평면에서 살펴본 매트의 유동은 이전의 수직면에서 살펴본 경우와 같이 매트의 유동이 랜스와 계면사이의 거리가 가까울수록 많이 비산되는 결과를 보인다. 그리고, 같은 높이에 위치한 랜스라 할지라도 노 내에 위치한 랜스의 비대칭적인 위치로 인해서 서로 다른 양의 매트 분포가 랜스 사이사이에서 나타나는 것을 확인할 수 있다.



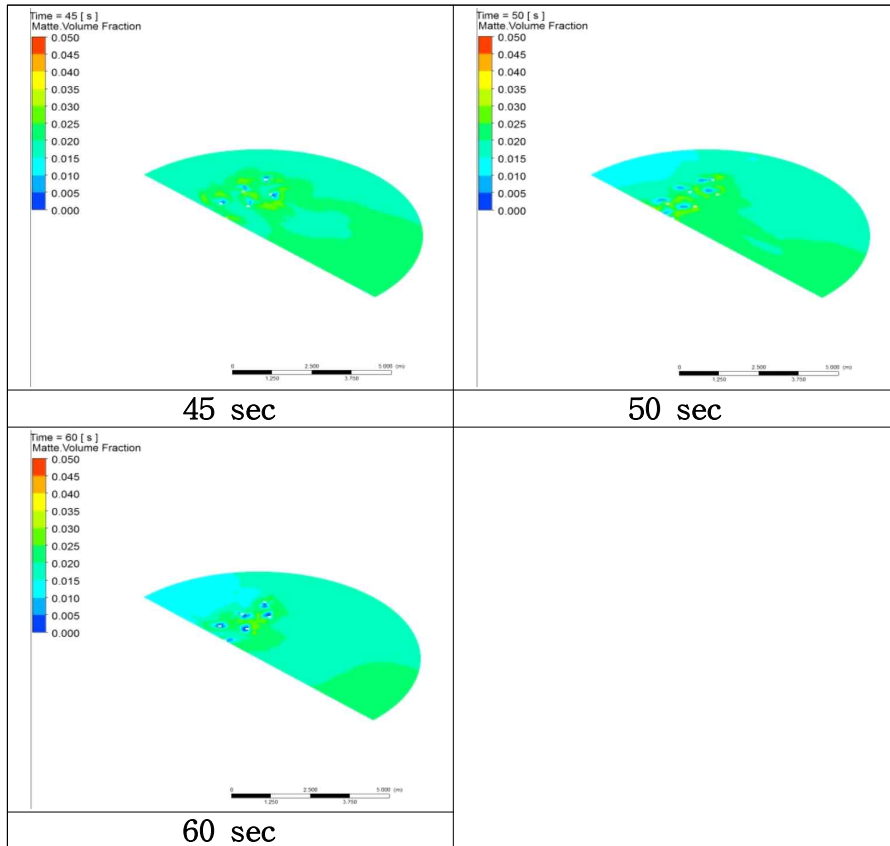
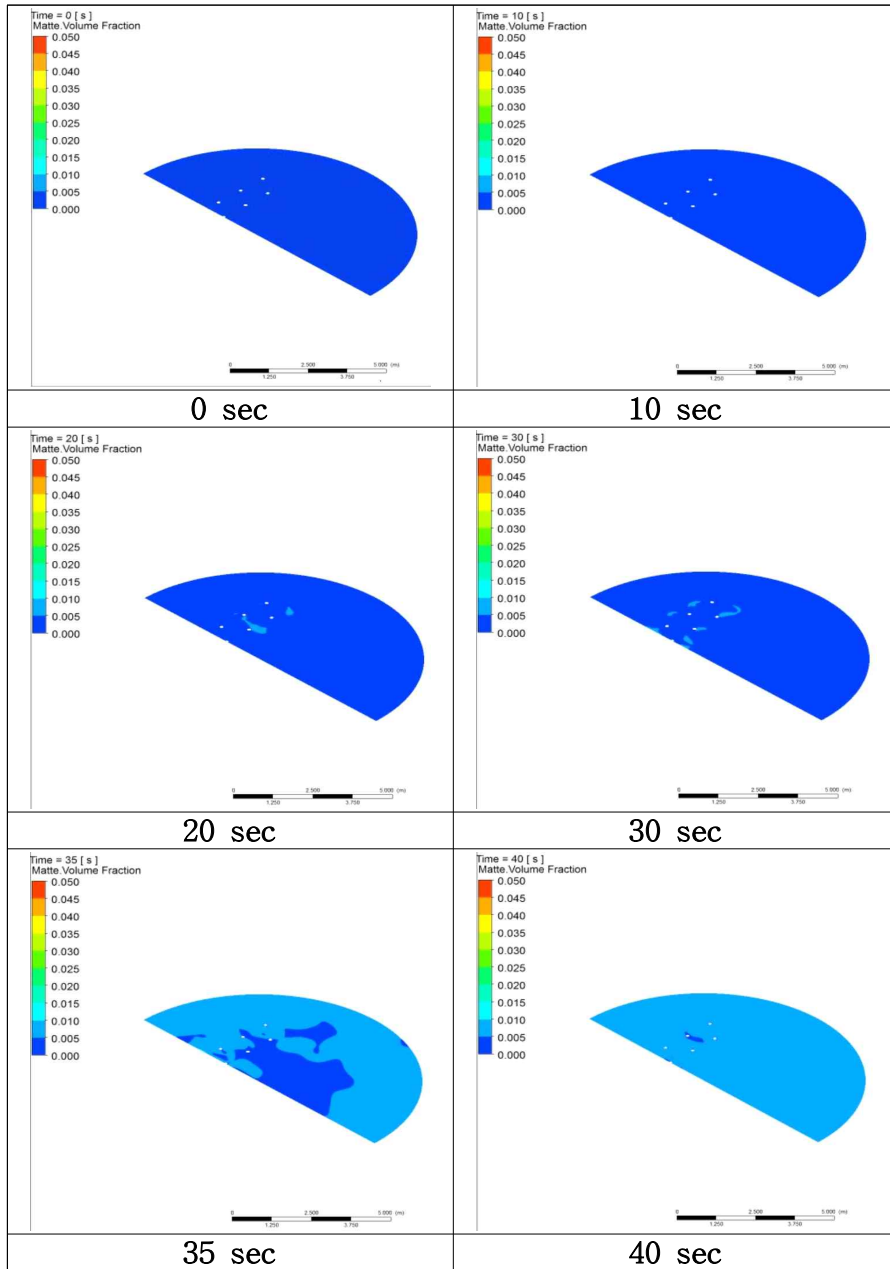


표 9 . 렌스높이(700mm)에서의 수평면의 시간에 따른 매트 유
동



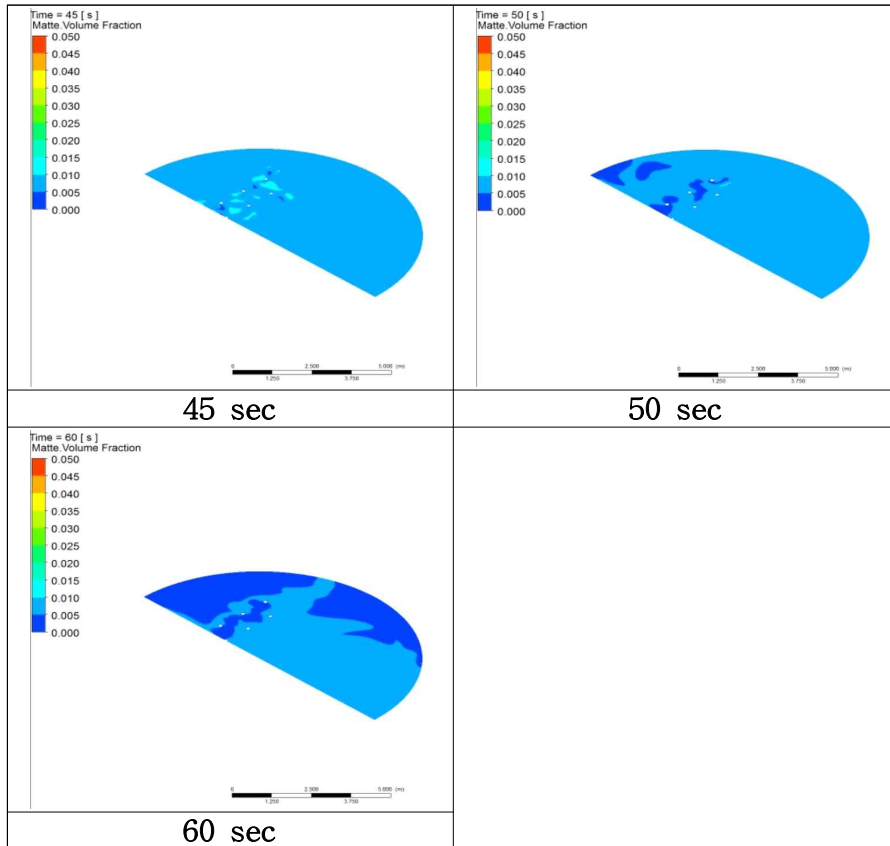
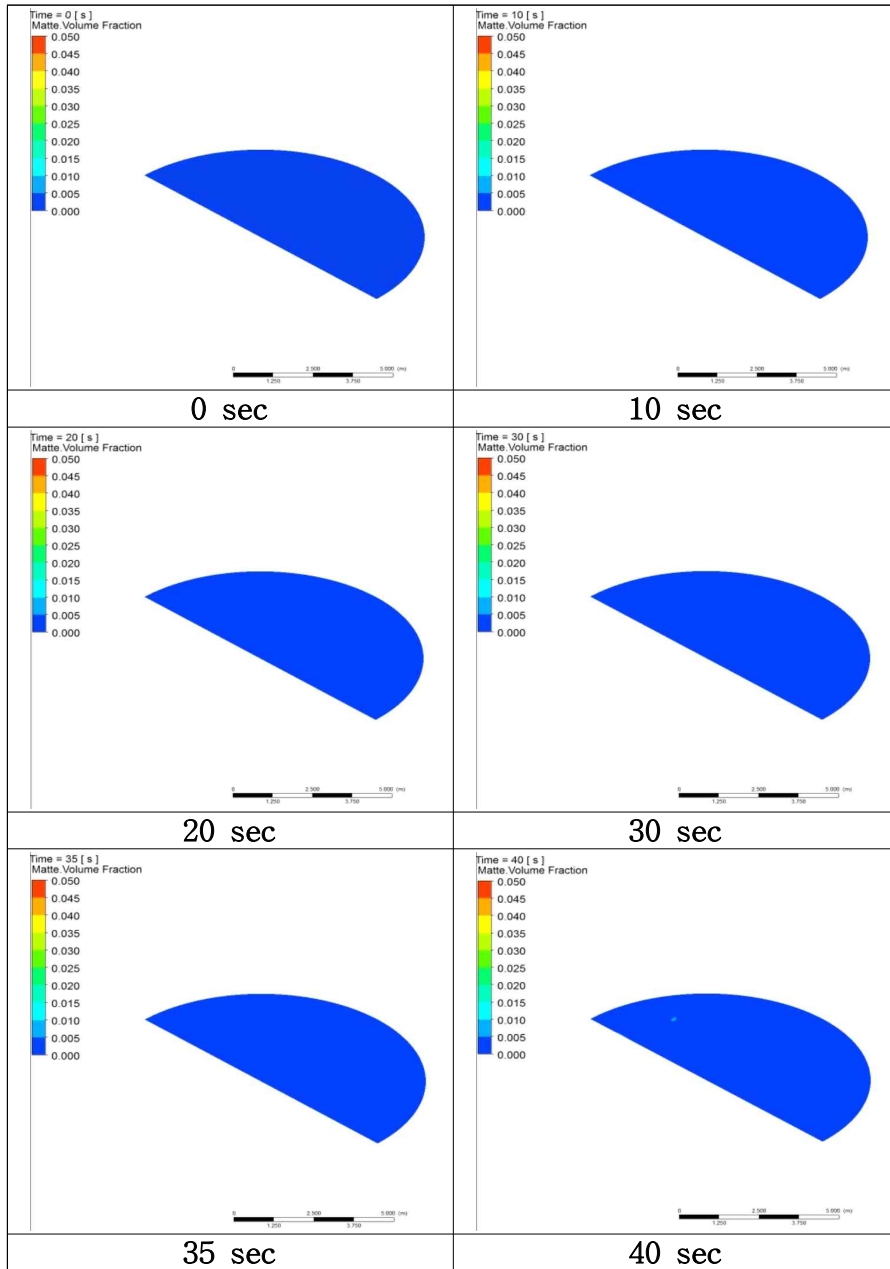


표 10 . 랜스높이(1600mm)에서의 수평면의 시간에 따른 매트
의 유동



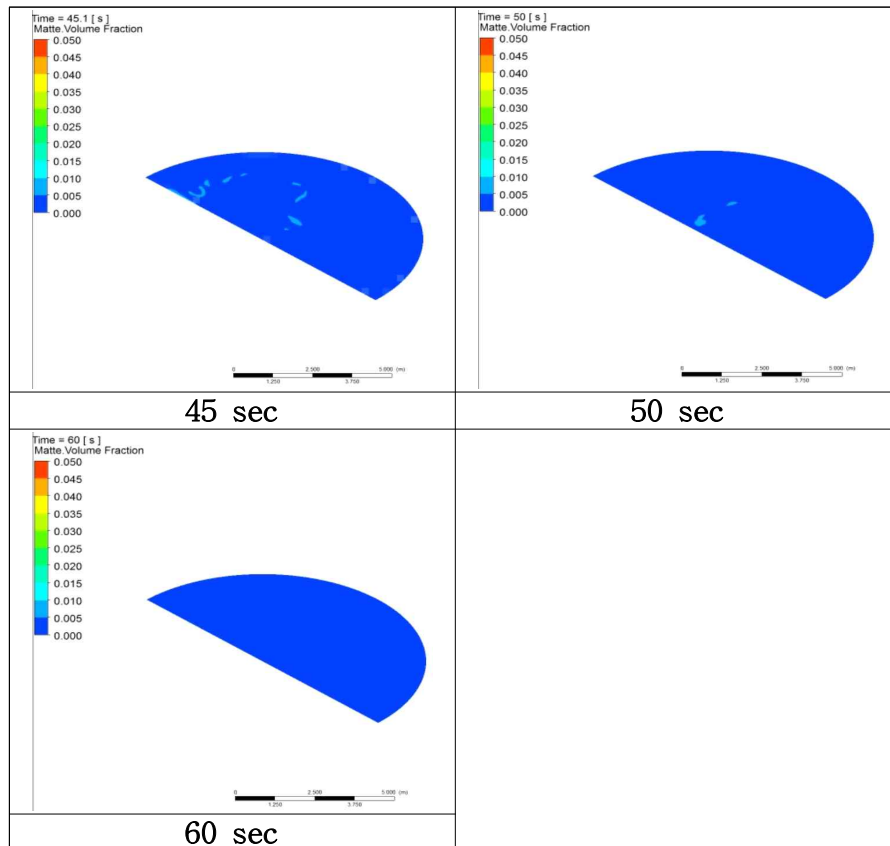


표 11 . 랜스높이(2400mm)에서의 수평면의 시간에 따른 매트
의 유동

3.1.2. 입자의 유동

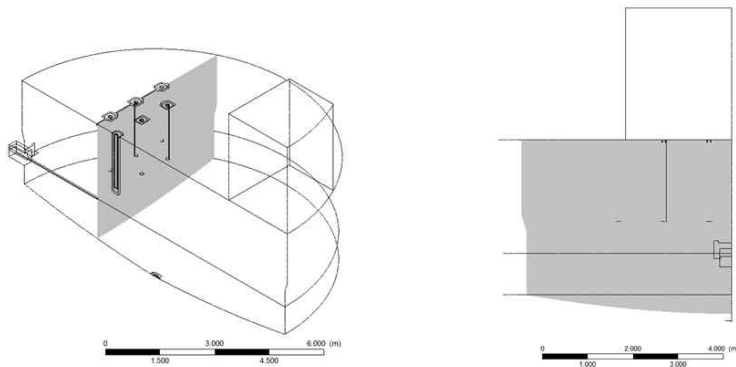


그림 14 . 계면에 수직인 면의 입자의 유동

입자의 유동에 대해서 계면에 수직인 면에 대해서 그리고 입자의 투입이 멈춘 이후의 잔류시간에 대해서 살펴보았다. 계면으로부터 서로 다른 랜스 높이를 가지는 경우에 대한 결과는 표 12, 13, 14, 와 같으며 잔류시간의 결과는 표 15, 와 같다.

입자가 투입이 시작된 30초부터 60초까지의 결과에 대해서 살펴보면 입자가 비산되는 양에서 700 mm의 경우에서 가장 많은 비산이 일어나게 되고 계면으로부터의 거리가 늘어남에 따라 그 양이 줄어들게 되는 것을 확인할 수 있다. 이것은 매트 유동과 거의 같은 결과라고 할 수 있다. 대부분의 입자의 경우, 그림 15.에서 나타난 바와 같이 랜스 하단의 바로 아래부분의 난류영역에 위치하게 된다. 하지만, 표 12, 13, 14에서 나타난 결과처럼 스케일을 줄여

서 노 내부를 관찰하게 되면 상당량의 입자가 난류영역을 벗어나서 노 전반으로 비산되는 것을 확인할 수 있다. 즉, 많은 양의 입자는 랜스 아래의 penetration jet 이 만들어내는 난류영역에 묶여 위치하게 되지만 그 외에 상당량의 입자가 난류영역에서 벗어나 노 전반으로 비산되는 결과를 보이는 것이다.

잔류 시간에 대해서 살펴보면 입자가 노 전반에서 위치한 포인트들을 시간에 대해 색깔별로 표시하였고 표 15. 와 같다. 유동이 많이 발생하게 되는 700 mm 의 경우에서 입자가 노 전체적으로 궤적을 나타내는 것을 확인이 가능하며 2400 mm 의 경우에는 랜스 하단부 또는 매트 내에서 운동 궤적을 나타내는 것을 확인할 수 있다. 즉, 700 mm 의 경우, 많은 mixing 이 일어나서 노 내의 교반 측면에서는 좋으나 입자가 많이 비산되어 반응을 일으키는데 좋지 못하는 것을 확인할 수 있고, 2400mm 의 경우, 입자가 대부분 melt 내에 존재하여 반응하기에 좋은 조건이지만 melt 내의 mixing 이 적어서 교반 측면에서는 좋지 못한 조건임을 확인할 수 있다.

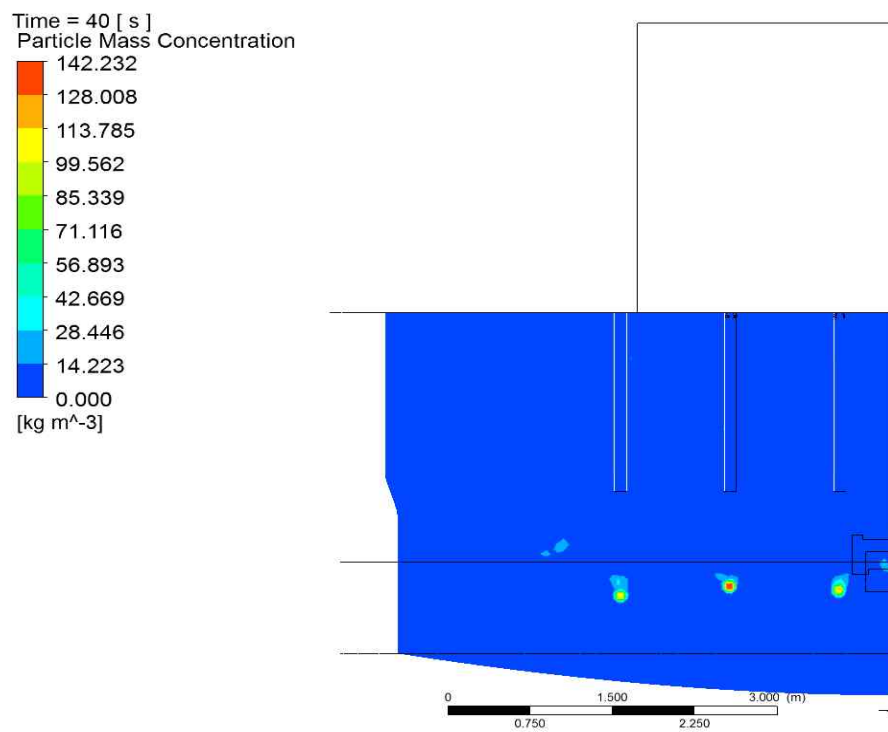


그림 15 . 랜스높이(700mm)에서의 랜스하단 난류영역의 입자(40 sec)

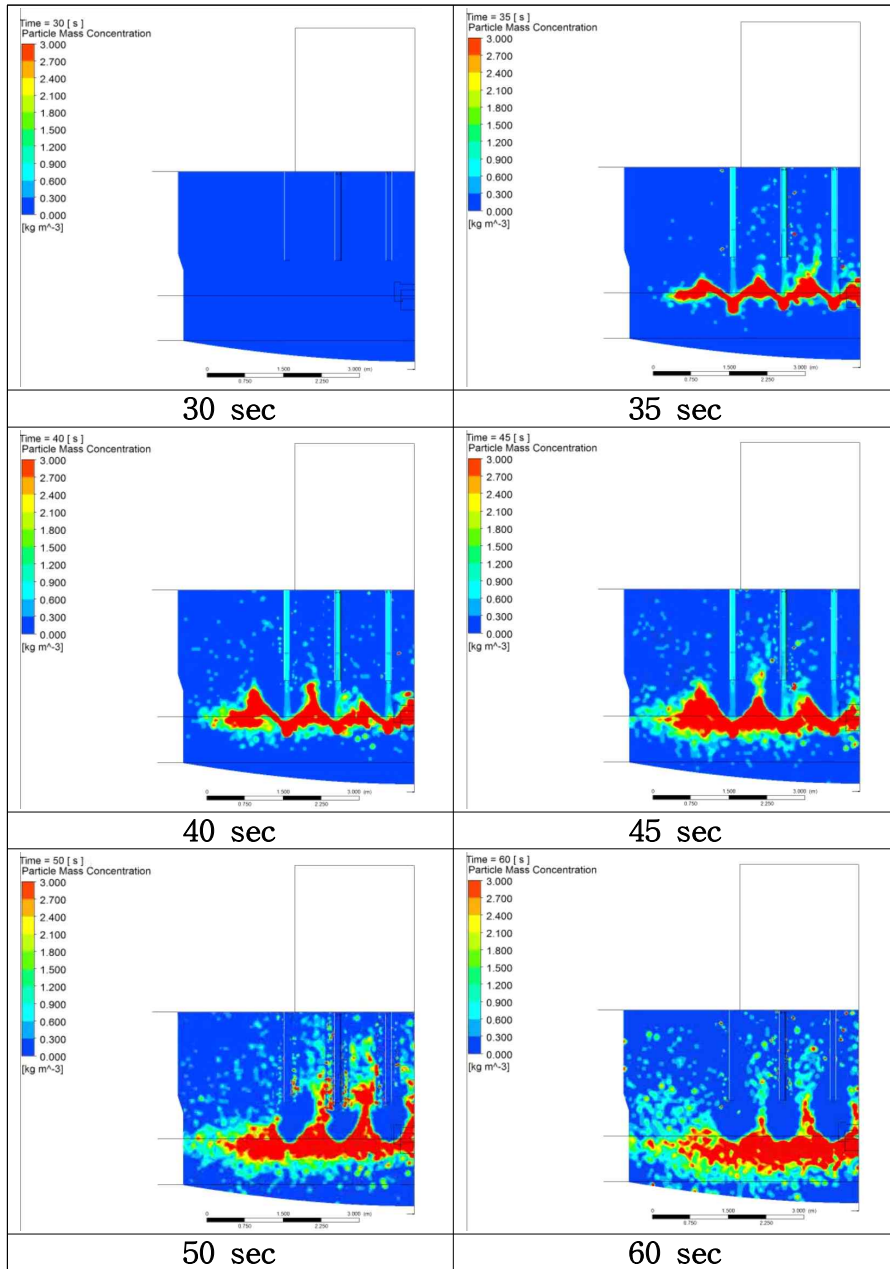


표 12 . 램스높이(700mm)에서의 수직면의 시간에 따른 입자의 유
동

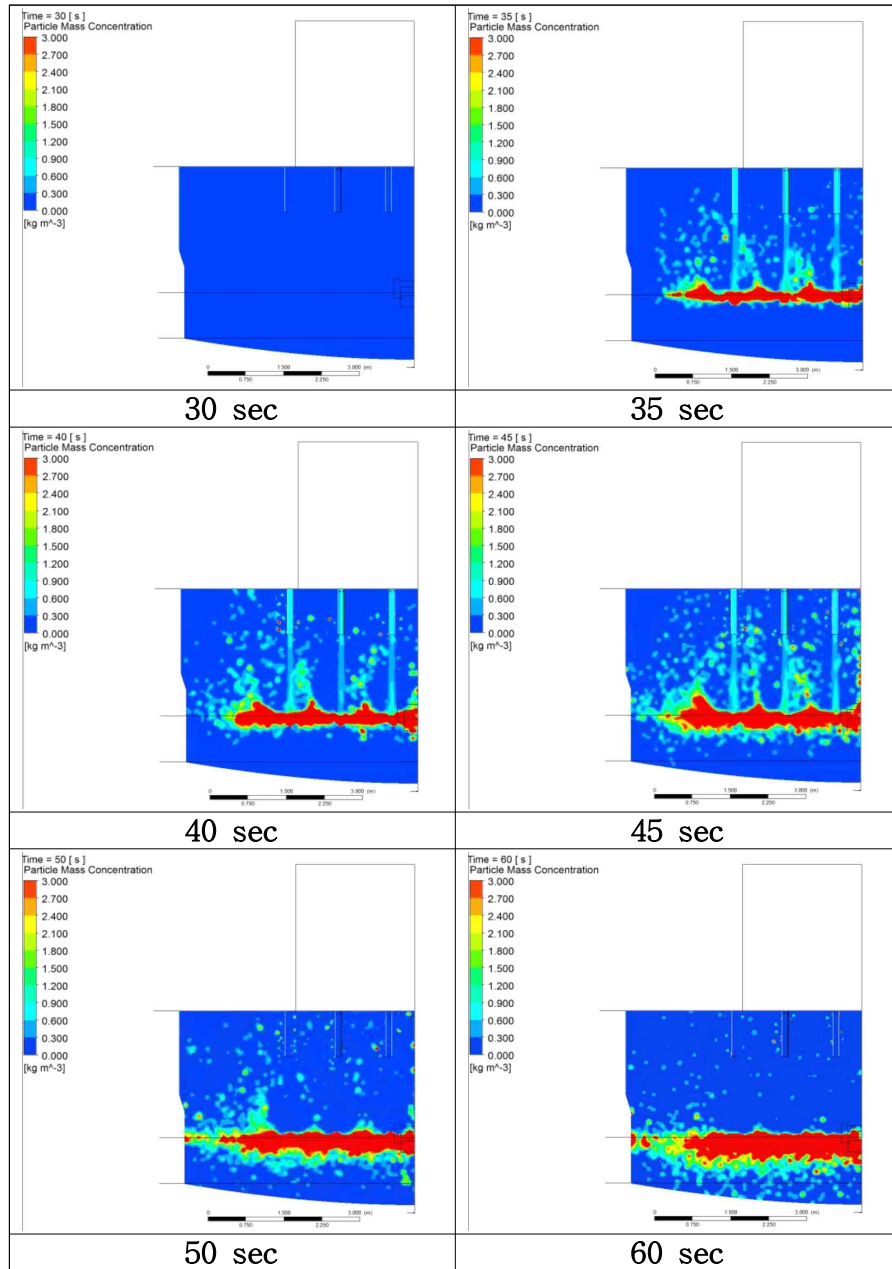


표 13 . 랜스높이(1600mm)에서의 수직면의 시간에 따른 입자의
유동

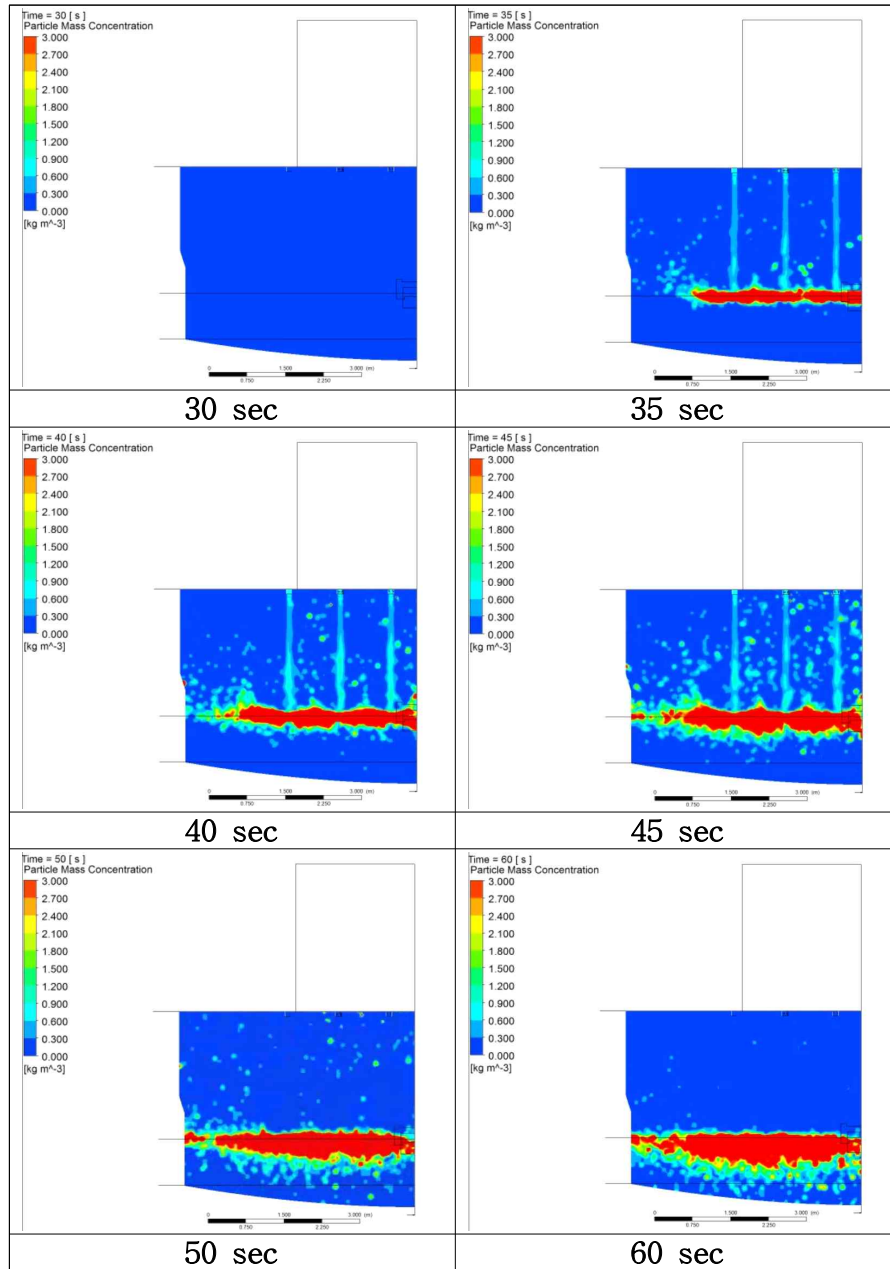


표 14 . 랜스높이(2400mm)에서의 수직면의 시간에 따른 입자의
유동

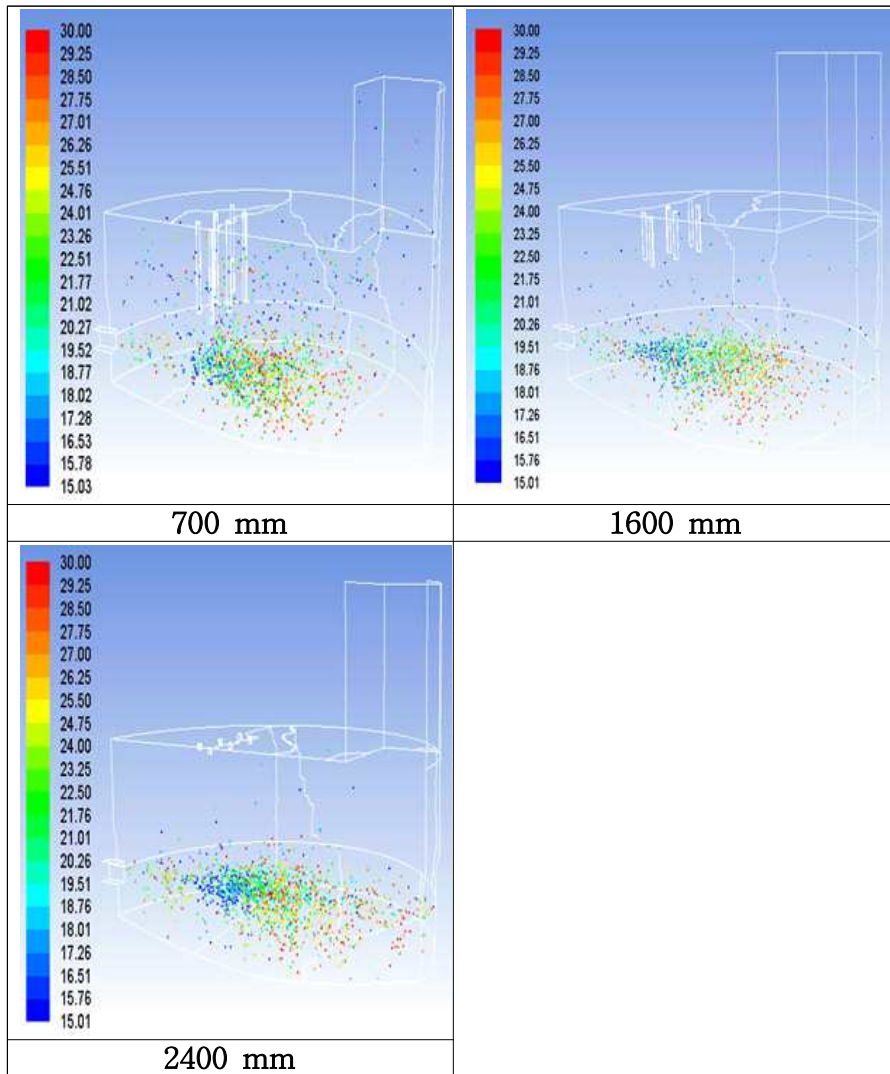


표 15 . 렌스의 높이에 따른 입자 잔류 시간(sec)

3.1.3. 난류 영역에서의 운동에너지

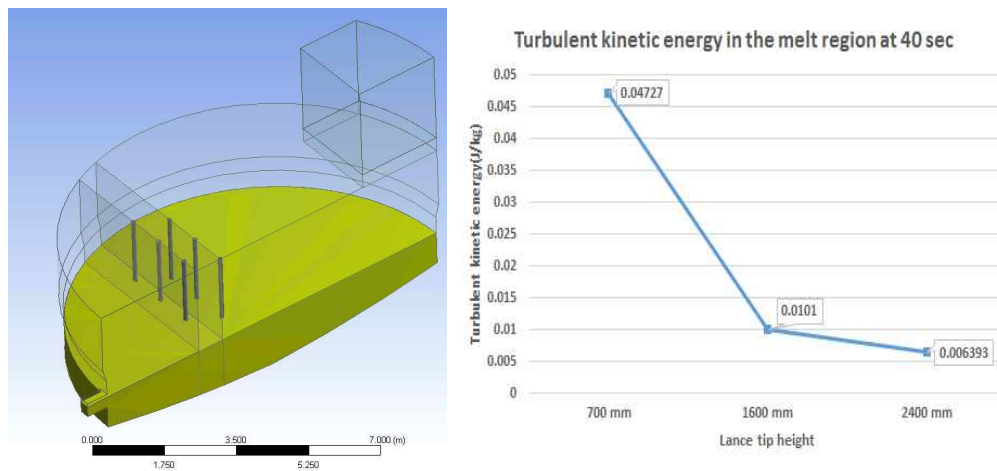


그림 16 . 멜트 내의 난류영역의 운동에너지

랜스 하단 부의 멜트 내 난류영역에서의 운동에너지에 대해 각 경우에 대해서 비교해보았다. 비교하는 시점은 40초를 기준으로 하였으며 입자가 투입되기 시작한 시점(30초)으로부터 10초 후에 대해서 영역의 부피 평균에 대해서 살펴보았다. 결과 값은 그림 16. 과 같으며 랜스의 높이가 계면으로부터 증가할수록 난류운동에너지 값은 감소하는 것을 확인할 수 있다. 즉, 랜스 하단부, 반응이 실제로 일어나는 영역에서의 mixing이 랜스 끝단의 높이가 증가함에 따라서 감소하고 있다는 것을 의미한다.

실제 반응모델을 추가했을 경우에도 동일한 parameter로서 mixing되는 정도를 고려할 수 있을 것으로 판단되며 랜스의 높이를 계면과 가깝게 유지하는 것이 혼합 측면에서는 도움을 줄 수 있을 것으로 판단된다.

3.1.4. 랜스 내부 및 주위의 열 유동

3.1.4.1. 랜스높이(700 mm) 경우의 랜스 내부 및 주위의 열 유동

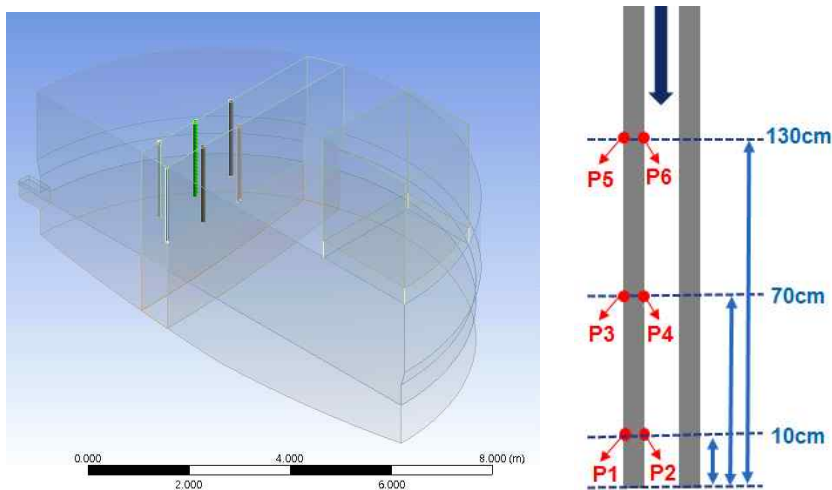


그림 17 . 랜스 주위의 열 유동

랜스 높이가 계면으로부터 700 mm 경우를 통해서 랜스 내부와 주위에서의 열 유동에 대해서 분석해보고자 한다. 그림 17.에서 표현된 한 개의 랜스에 대해 끝단으로부터 높이별로 각 지점의 변화에 대해서 살펴보고자 한다. 랜스 끝단으로부터 10 cm, 70 cm, 130 cm 떨어져있는 세 지점에 대해서 매트와 온도변화 , 랜스의 벽 내부와 외부의 온도 차이에 대해 시간에 대해서 살펴보고자 한다. 결과는 표 16. 17. 과 같다.

표 16. 은 랜스 외벽에 대해서 각 지점(P1, P3, P5)의 시간에 따른 매트와

온도 변화를 나타낸 것이다. 표 16.을 통해서 온도와 매트 변화의 변화를 살펴보면 온도와 매트의 변화가 매우 유사하다는 점을 파악할 수 있다. P3, P5의 변화에 대해서 살펴보면 매트가 본격적으로 비산하기 전 약 6~8초 사이에는 랜스 내부로 들어오는 차가운 상온의 공기로 인해서 외벽의 온도 또한 감소하는 경향을 보이게 된다. 하지만, 이후 랜스 주위로 비산되는 매트의 양이 증가함에 따라서 랜스의 온도 또한 증가하게 되는 경향을 보이게 된다. 그리고 그 변화의 양상이 두 그래프가 유사하다는 것을 확인할 수 있다. P1 그래프에서는 위 지점이 랜스의 끝단부에 위치하기 때문에 처음부터 부딪히는 매트의 양이 많아 다른 지점에 비해서 상대적으로 온도가 높은 것을 확인할 수 있다. 즉, 랜스 주위로 비산한 매트가 랜스의 온도에 변화에 영향을 미친다는 것을 확인할 수 있으며 부딪히는 양이 많을수록 랜스의 온도 또한 높게 나타나는 것을 알 수 있다. 입자가 투입하기 시작하는 시점부터는 비산되는 매트의 양이 더 늘어나게 되고 그로 인해 랜스의 온도 또한 이전보다 높게 나타나는 것을 확인할 수 있다.

외벽의 세 지점에 대해서 매트와 온도를 서로 비교해보면 초기에 세 지점의 매트의 양과 온도에 있어서 차이가 나타나지만 시간이 지난 후 그 값들이 서로 비슷해지는 경향을 보이게 된다. 이것은 랜스의 높이가 계면으로부터 700 mm에 위치하게 될 때, 노 내부의 유동이 격렬하게 일어나 세 지점의 랜스 끝단으로부터의 위치에 따른 영향이 적게 일어나면서 발생한 것이다.

표 17. 은 각 지점들에 대한 내 외벽간의 온도차이에 대해서 시간에 따라 나타내어보았다. 세 지점 모두 유동의 영향에 따라 시간이 지나면서 내 외벽간의 온도가 서로 비슷해지는 경향을 보인다. 하지만 세 지점의 온도차이가

시간에 따라 일정한 것이 아니라 시간에 따라 그 값이 크게 변화하는 경향을 보인다는 것이다. 즉, 렌스 내부와 외부간의 온도차이가 크고 시간에 따라 변동하는 경향을 보이게 되는 점을 미루어보아 렌스에 상당한 열응력이 걸리게 된다.

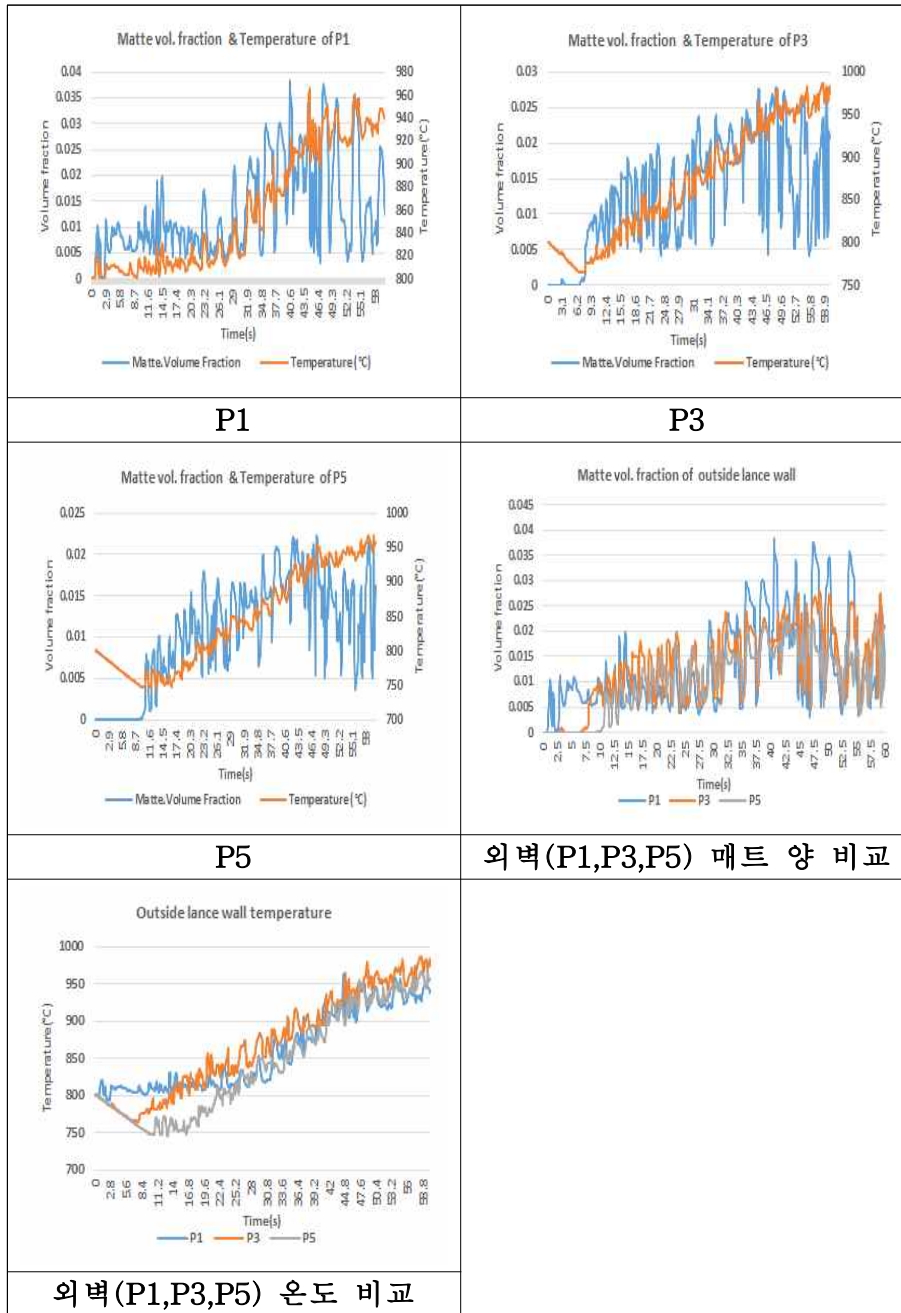


표 16 . 랜스 외벽 (P1, P3, P5) 에 대한 시간에 따른 매트 및 온도 변화

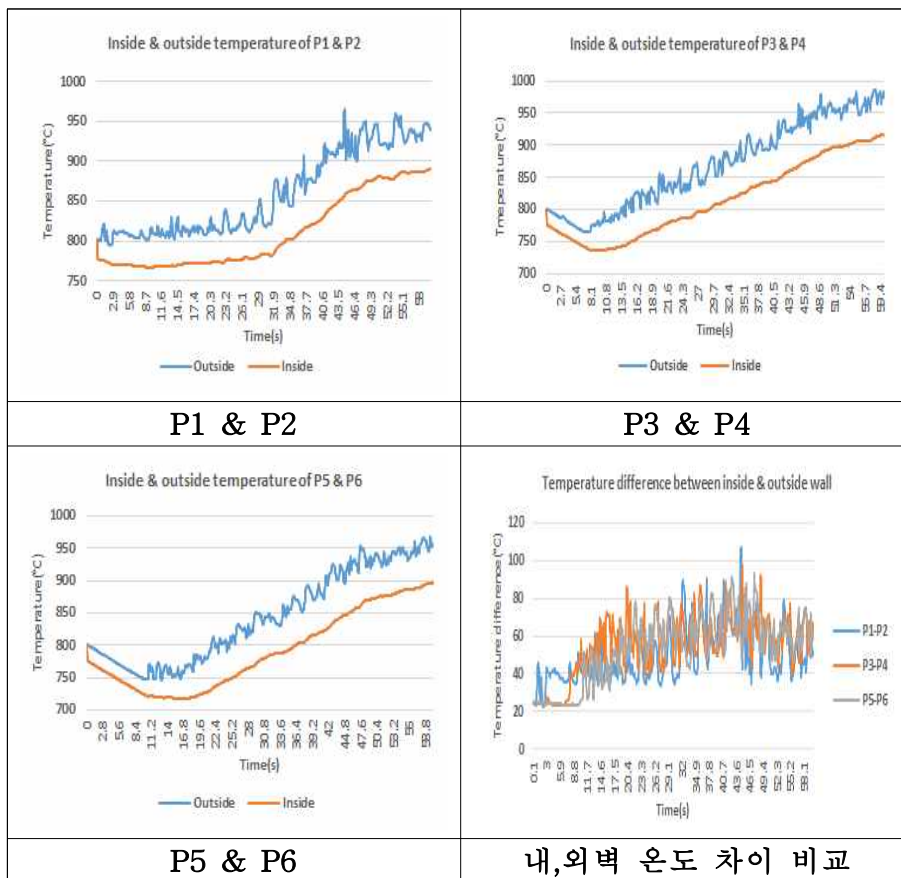


표 17 . 랜스 내, 외벽(P1&P2, P3&P4, P5&P6) 간의 시간에 따른 온도 차이 변화

3.1.4.2. 렌스 높이에 따른 렌스 끝단부에서의 열 유동

계면으로부터의 렌스 높이에 따른 렌스 끝단부에서의 열 유동에 대한 결과는 표 18. 과 같다. 앞서 노 내부의 유동과 700 mm 의 렌스 주위의 매트와 온도의 경우로부터 생각할 수 있듯이 노 내부의 유동이 가장 심하게 일어나는 700 mm의 경우가 다른 경우에 비해서 매트의 양과 외벽의 온도 그리고 내외 벽간의 온도차이가 상대적으로 높게 나올 뿐만 아니라 그 변화의 폭도 훨씬 더 크다는 것을 확인할 수 있다.

계면으로부터의 렌스의 높이가 멀어질수록 렌스 끝단부의 열 유동의 변화가 거의 없게 되고 노 내부 유동의 변화로부터 렌스가 받는 영향도 줄어들게 됨을 확인할 수 있다.

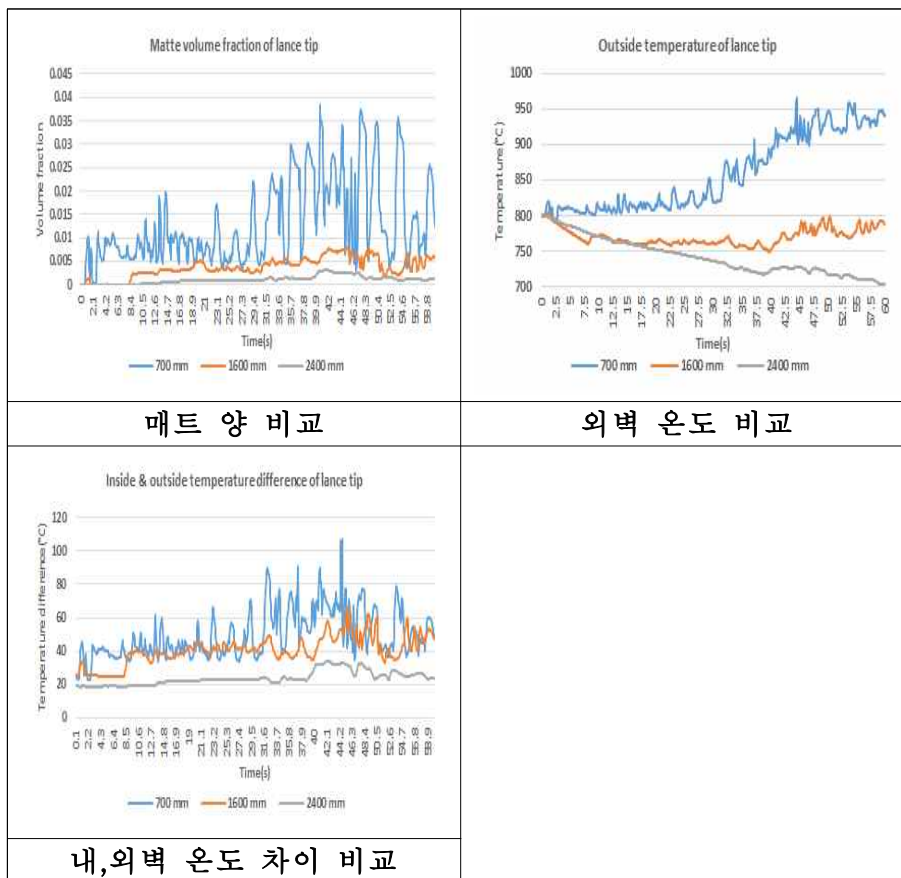


표 18 . 랜스 높이에 따른 끝단에서의 열 유동 비교

3.2. 렌스의 열응력 해석

위의 열유동 계산 결과로부터 렌스 영역의 온도 데이터를 적용시켜 열응력 해석을 진행하였다. 렌스의 높이가 700 mm 인 경우에 대해서 렌스 벽이 받는 열응력 해석을 먼저 진행하고 서로 다른 높이에서 렌스가 받는 열응력 차이에 대해서 해석해보고자 한다. 그리고, 렌스의 재질과 온도를 바탕으로 열응력에 대한 저항성을 약화시킬 수 있는 요인에 대해서도 함께 살펴보았다.

3.2.1. 렌스높이(700mm)의 렌스의 열응력

계면으로부터의 렌스의 높이가 700mm 인 경우에 대해서 대표적으로 렌스가 받는 열응력에 대해서 살펴보도록 하겠다. 그 중에서도 60초 경우에 대해서 살펴보면 결과는 표 19. 와 같다.

실제 노 내 렌스의 경우, radial 한 방향으로만 고정되어있으므로 실제 계산에서도 위 방향으로만 constraint 한 조건을 도입하여 계산하였다.

Equivalent stress, Von mises stress 에 대해서 살펴보면 안쪽에서 더 많은 응력이 가해지는 것을 확인할 수 있다. Strain 또한 같은 결과를 보인다. 하지만, Equivalent 한 분석에서는 크기는 알 수 있지만 방향성에 대해서 알 수 없으므로 축 방향 (Axial direction)에서 Normal stress를 확인해 본 결과, 렌스의 안과 밖으로 서로 다른 방향의 응력이 작용하는 것을 확인하였다. 7.3

mm의 얇은 벽을 따라서 응력의 크기와 방향의 변화가 많이 일어나고 있는 것이다.

이러한 현상이 발생하는 원인에 대해서 렌스 벽을 따라 생기는 온도 차이에 의한 현상으로 생각된다. 그림 18. 과 같이 얇은 벽을 따라 온도 구배가 크게 발생하고 안과 밖이 겪게 되는 strain의 양이 달라지게 된다. 온도가 높은 바깥쪽에서는 크게 발생할 것이고 안쪽은 적게 발생할 것이다. 이로 인해 서로 간의 geometry를 맞추기 위해서 적게 발생한 안쪽에서는 tensile 한 힘이 발생하고 바깥쪽에서는 반대 방향의 compressive 한 힘이 발생하는 것으로 생각된다. 온도 구배가 클수록 응력은 더 크게 발생하게 되고 이러한 온도구배 차이로 인해 렌스 축에 tangential 한 방향으로 서로 다른 응력 크기 분포를 나타내는 것으로 생각된다.

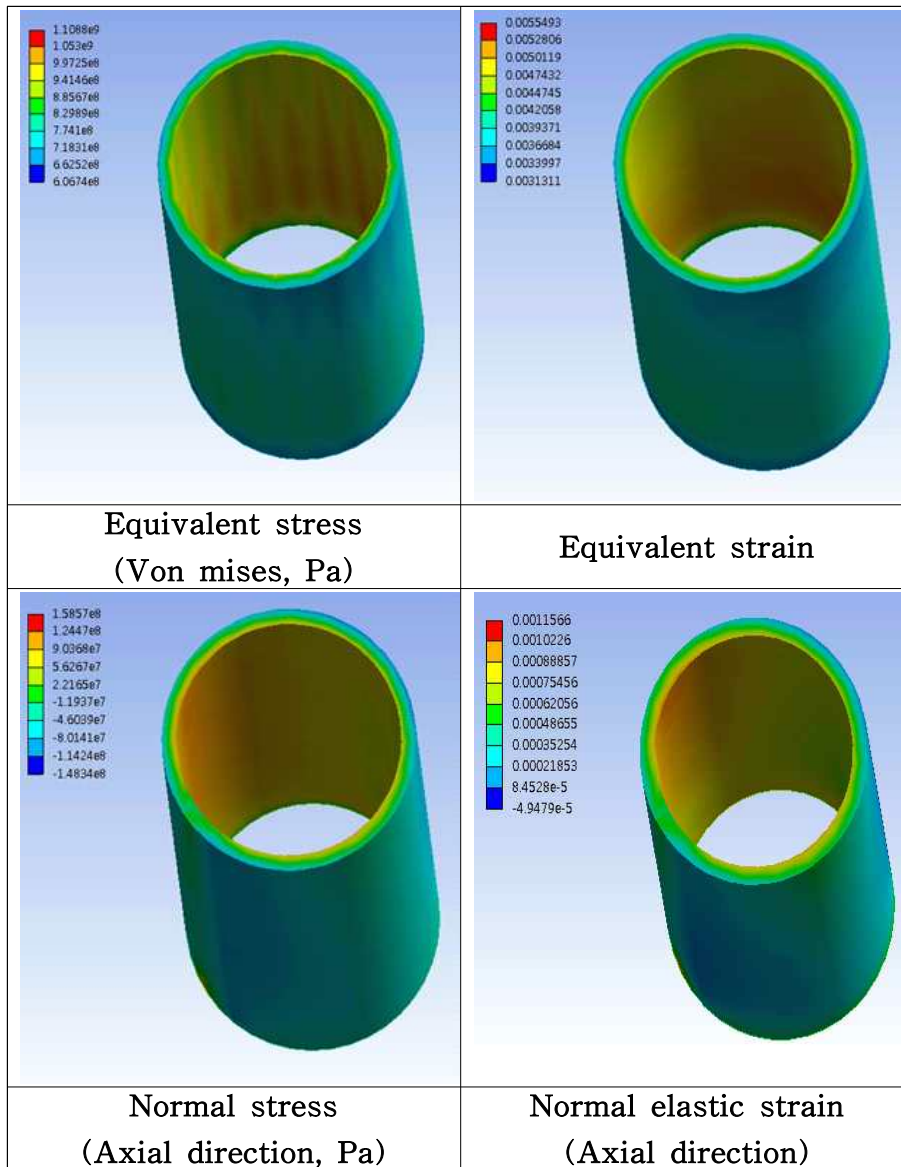


표 19 .렌스의 열응력(700mm, 60sec)

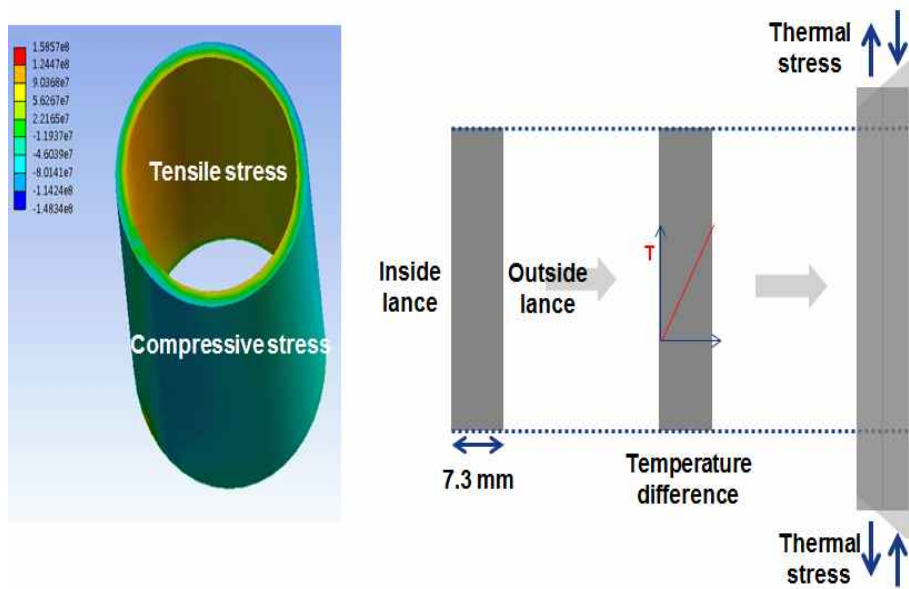


그림 18 . 서로 다른 방향의 Normal stress (Pa)

3.2.2. 렌스 끝단부의 열응력

앞서 살펴본 700 mm 경우와 1600 mm 의 경우에 대해서 렌스 끝단부의 열응력을 비교해본다. 결과는 그림 19. 와 같다.

두 경우를 살펴보면 전반적으로 700 mm의 경우가 1600 mm 보다 더 많은 열응력이 발생하는 것을 그림 19.를 통해서 확인할 수 있다. 이러한 원인은 같은 그림에서 보여지듯이 radial 한 방향으로 온도구배 차이로 인한 것이다. 또한, 그래프에서 알 수 있듯이 시간이 지남에 따라서 온도 구배가 같은 렌스가 하더라도 크게 변화하는 것을 볼 수 있다. 즉, 렌스가 걸리는 열응력 또한 시간이 지남에 따라 그 값이 큰 폭으로 변화한다는 것을 의미한다.

열응력 관점에서 안과 밖이 서로 다른 방향의 열응력이 작용하고 그 값이 시간에 따라 큰 폭으로 변화하면 이러한 요인으로 인해 렌스의 파괴가 일어날 수 있음을 추측할 수 있다. 안쪽에서 발생한 crack이 tensile stress의 영향으로 인해 propagation 하여 렌스의 파괴에 영향을 미칠 수 있는 것이다.

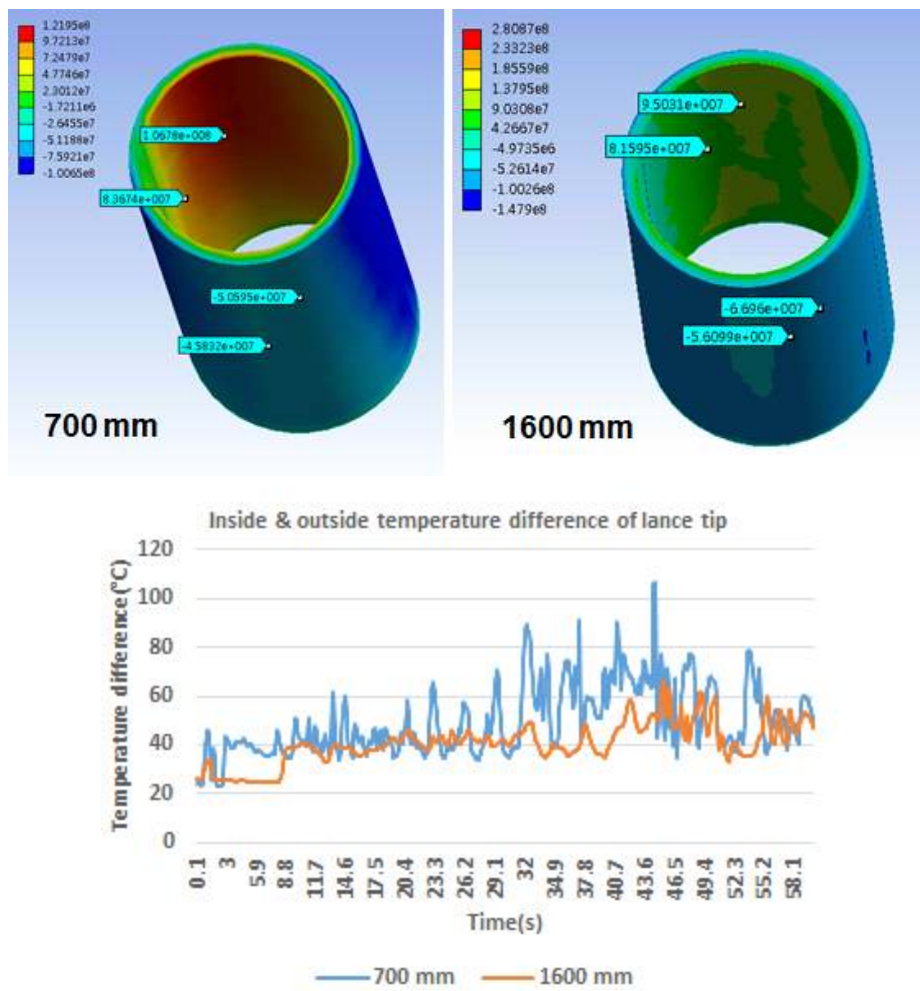


그림 19 . 서로 다른 랜스 높이에 대한 랜스 끝단 부 열응력(60sec)

3.2.3. 렌스의 파괴요인

렌스에 작용하는 열응력 데이터를 이용하여 렌스의 파괴 요인에 대해서 생각해본다. 실제 조업에서 사용되는 모델과 같은 700 mm 모델에 대해서 입자가 투입되는 시간(40초)에 대해서 살펴보았다.

C. Gandhi and M.F. Ashby (1979) [11] 논문의 Fracture map, 그림 20.을 토대로 파괴 요인에 대해서 생각해 볼 수 있다. Normalized tensile stress 는 렌스 내부의 열응력의 평균값을 이용해 계산하였고, Homologous temperature 를 계산할 때 사용한 온도는 40초 계산에서 렌스의 평균적인 온도값을 이용하였다. 이를 토대로 계산하면 Normalized tensile stress와 Homologous temperature 는 각각 2.84×10^{-4} , 0.55이다.

위 계산값을 이용해서 Fracture map, 그림 20. 에 적용해보면 Cleavage 1. 과 Creep 사이에 속한다는 것을 확인할 수 있다.

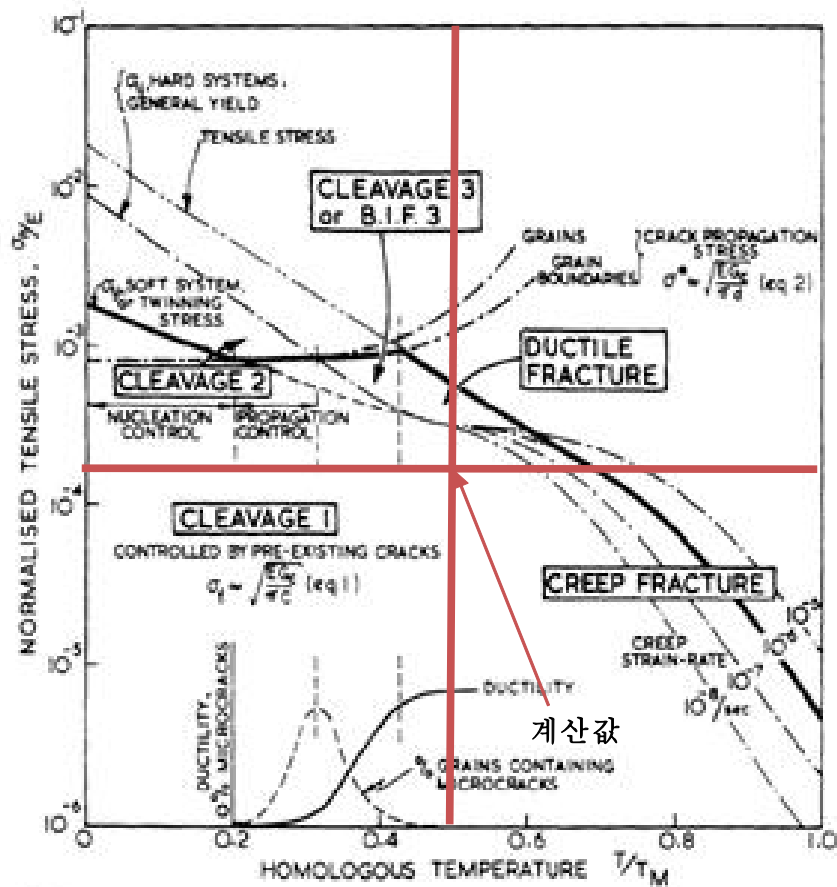


Fig. 2. The definition of the three cleavage, or brittle intergranular fracture (B.I.F.) fields. A totally brittle failure from a pre-existing flaw, well below general yield, is called cleavage 1 or B.I.F.1. An almost totally brittle failure from a crack nucleated by slip or twinning, below general yield, is called cleavage 2 or B.I.F.2. A cleavage or brittle boundary failure after general yield, and with measurable strain-to-failure, is called cleavage 3 or B.I.F.3.

그림 20 . 파괴 맵 [11]

3.2.3.1. Cleavage 1. or B.I.F. 1

Cleavage 1. 은 다른 말로 B.I.F. 로써 이미 존재했던 Crack 이 Propagation 하면서 파괴가 진행되는 것을 말한다. 이 때의 Crack 의 발생 원인은 고속으로 랜스에 투입되는 여러 유입물 예를 들어 광석이나 기타 물질들에 의해 생길 수 있다. 이로 인해 생긴 Crack 으로 인해 파괴가 진행될 수 있다.

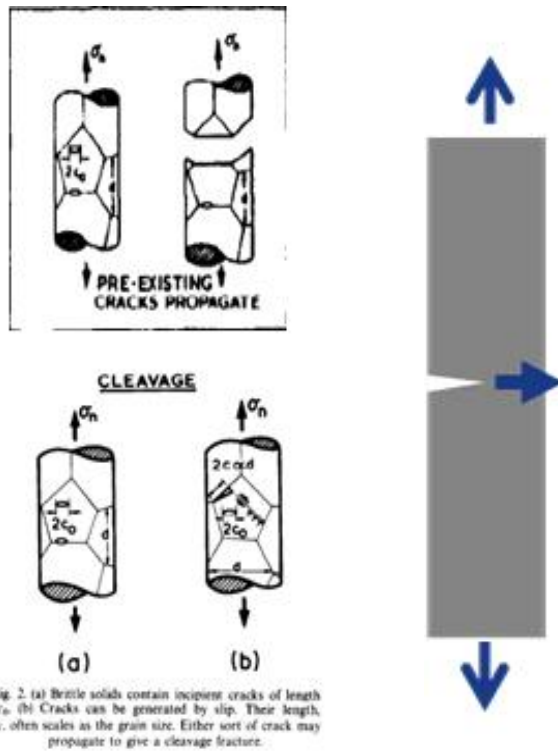


그림 21 . Cleavage 1 or B.I.F. 1 [11]

3.2.3.2. Creep

두 번째 파괴 요인은 Creep 이 될 수 있다. Creep 이란 재료가 일정 온도 이상에서 항복응력보다 낮은 응력의 영향을 지속적으로 받을 때 특정한 시간 동안 발생하는 변형을 말한다. 금속에서의 Creep은 주로 고온에서 일어난다. 노내의 렌스의 온도는 녹는점의 0.3 배 이상으로 Creep 이 일어날 수 있는 고온의 온도에 속한다.

Steel casting handbook(2004)[7]에서 나온 Creep 파괴가 일어나는 온도와 시간 그에 따른 응력값을 살펴보면 그림 22. 와 같다. 1400 °F (760 °C)에서 살펴보면 31. 71 MPa 이 지속적으로 가해지게 되면 10시간 후에 파괴가 일어나게 되는 것을 문헌을 통해서 확인이 가능하다. 실제 렌스 안쪽에 작용하는 평균적인 tensile 응력 값은 이보다 큰 56.8 MPa 로써 10 시간보다 빠르게 파괴가 일어날 수 있음을 알 수 있고, 실제 렌스 교체주기와도 거의 비슷하다는 것을 확인 가능하다.

At elevated temperatures - Creep rupture properties

Representative values ² - long time	Limiting creep stress, ksi 0.0001%/h (b)	Stress to rupture		
		10h	100h	1000h
1400 °F	1.30	(b)	(b)	
1600 °F	0.75	4.6	3.30	2.30
1800 °F	0.36	2.0	1.70	1.30
		1.1	0.85	0.62

그림 22 . A297 HC Creep 파괴 한계점[7]

실제 랜스의 파단면을 살펴보면 그림 23. 과 같으며 그 단면이 brittle 하다는 것을 확인할 수 있다. 즉, Creep 중에서도 Intergranular creep fracture 가 일어났을 것으로 생각된다.



그림 23 . 랜스 파단면

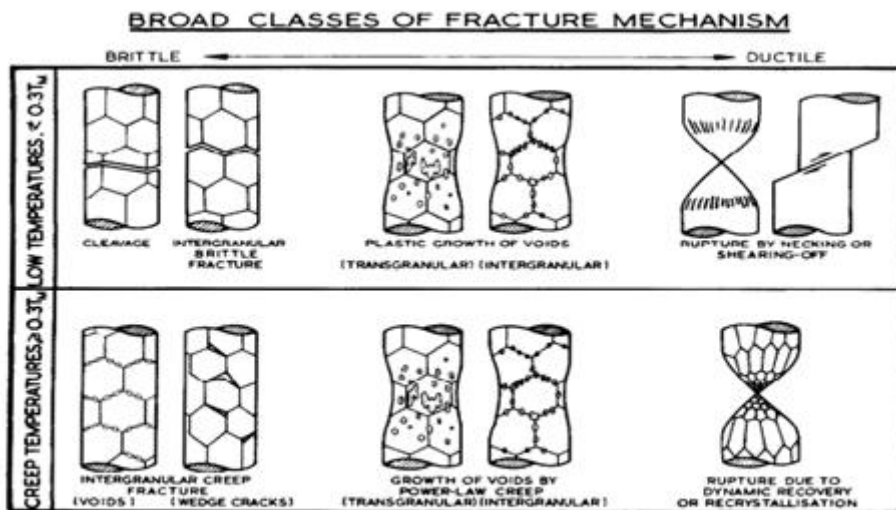


Fig. 1. The simplest classification of fracture mechanisms. The upper row refers to low temperatures ($< 0.3 T_u$) where plastic flow does not depend strongly on temperature or time; the lower row refers to the temperature range ($> 0.3 T_u$) in which materials creep. The mechanisms are described in Section 2.

그림 24 . 파괴 단면에 따른 Creep 파괴[12]

3.2.4. Sigma-Phase embrittlement

이번 연구와 실제 공정에서 쓰인 랜스의 재질, A297 HC 는 $593^{\circ}\text{C} \sim 871^{\circ}\text{C}$ 에 장시간 열을 가하게 되면 sigma phase formation 이 생기기 쉬운 물성을 지니고 있다.[7]

실제 A297 HC 는 상온에서 austenitic stainless steel 과 ferritic stainless steel 보다 부식에 대한 저항성과 기계적 성질이 우수하다. 하지만 고온에 장시간 노출될 경우, grain boundary에 미세조직 내 ferrite 가 austenite 와 sigma phase 로 상변태를 겪게 되어 sigma phase를 만들고 이외에도 chrominm carbides와 nitrides 가 grain boundary 에 생성되어 기존의 matrix 에서 Cr depletion 현상이 발생하게 된다. 이로 인해, 위 금속이 지녔던 부식에 대한 저항성과 우수한 기계적 성질도 약화되어 파괴에 취약한 미세조직을 갖게 되는데 이를 sigma phase embrittlement 라고 한다.[13]

실제 많은 stainless steel 이 이러한 현상을 겪게 되고 이로 인해 ductility 와 toughness, 부식에 대한 저항성 약화는 cracking을 초래할 수도 있다.[14] 또한 재료에 작용하고 있는 힘과 응력을 더 강화시키는 요인으로 작용할 수도 있다.

표 20. 은 60초에서의 랜스 내의 온도에 대한 계산결과를 정리하였다. 세가지 경우의 평균온도는 약 $650^{\circ}\text{C} \sim 920^{\circ}\text{C}$ 사이의 값을 가지게 된다. 위 온도

내에서 장시간 동안 렌스를 조업에 사용하게 되면 위에서 말한 sigma phase embrittlement 현상이 발생할 가능성이 충분히 존재하게 된다. 이로 인해 렌스 내 온도구배의 차이로 발생한 열응력이 수치적으로 계산된 값보다 실제 더 큰 값으로 렌스내에 작용할 수 있음을 알 수 있다.

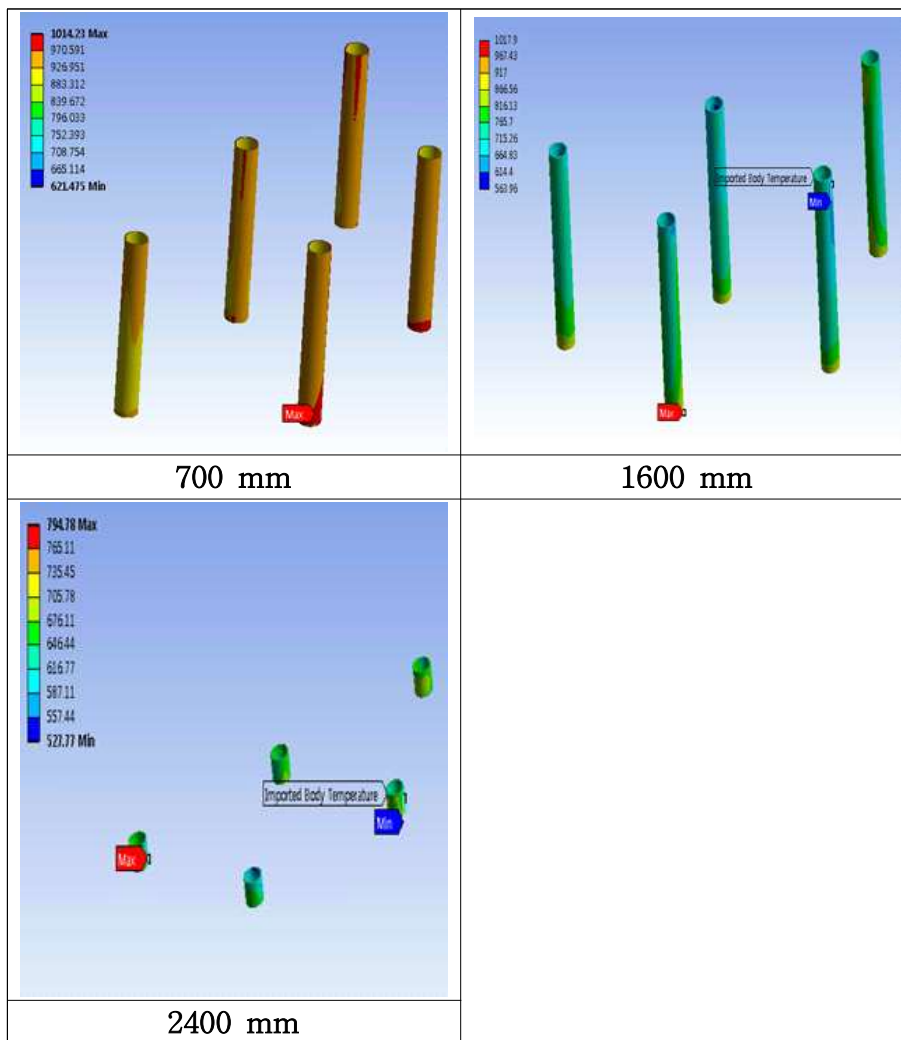


표 20 . 렌스 높이에 따른 렌스 내의 온도(60sec)

4. 결론

미쓰비시 공정 중 동정광을 용해하는 S로는 내부의 격렬한 반응과 용탕 또는 매트와 비산 등으로 인해 실험적인 접근이 매우 어렵고 따라서 수치 해석 모델을 개발하여 반응로 내부의 전달 현상과 반응, 미세 입자의 움직임에 대한 해석이 가능하다면 공정 조건의 최적화와 장치의 개선에 대한 기초 자료로 사용될 수 있을 것이라는 목적 하에 위 연구를 진행하게 되었다. 과거의 연구들은 노 내부의 유동을 하나의 시스템에서 해석하기보다 국부적인 영역에 초점을 맞추어 해석을 진행하여 각 요소들간의 상관관계들을 파악하는데 주력하였다. 하지만, 이와 같은 해석은 국부적으로 그 의미를 파악하는데 용이하지만 전체 노 내부의 시스템에서 일어나는 문제를 파악하는데 한계를 지니고 있다.

이번 연구에서는 과거의 연구들보다 넓은 관점에서의 시스템으로 이루어진 노를 재현하고자 하며 상용코드를 활용하여 노 내부의 유동을 파악하고 위 데이터를 바탕으로 열유동 관점에서 렌스를 파악하는 것을 목적으로 하였다.

1) 노 내의 열유동 전달현상

노 내부의 유동을 파악하는데 있어서 먼저 노 내부를 재현할 수 있는 Global model을 VOF 와 DPM을 사용하여 노 내의 매트와 입자의 흐름, 온도분포에 대해서 열유동해석을 진행하였다. 계면으로부터의 렌스의 높이가 서로 다른 세 가지 모델에 대한 해석을 진행하였다. 계면에 수직인 면에서의 매트와 유동을 살펴보면 렌스 끝단부와 매트와 거리가 멀어짐에 따라 매트와 비산량이 점차 줄어드는 것을 확인할 수 있고 입자가 투입됨에 따라서 이

전보다 비산되는 매트 양이 늘어나게 된다는 것을 결론지을 수 있다. 수평면에서 살펴본 매트의 유동은 이전의 수직면에서 살펴본 경우와 같이 매트의 유동이 랜스와 계면사이의 거리가 가까울수록 많이 비산되는 결과를 보인다. 그리고, 같은 높이에 위치한 랜스라 할지라도 노 내에 위치한 랜스의 비대칭적인 위치의 영향으로 서로 다른 양의 매트 분포가 랜스 사이사이에서 나타나는 것을 확인할 수 있다.

입자의 유동의 경우, 대부분의 입자들은 난류영역에 갇혀있게 되지만 소수의 입자들의 경우 영역을 벗어나서 랜스 사이사이로 비산되는 경향을 보이게 된다. 이러한 경향은 랜스의 높이가 계면에 가까워질수록 더 커지게 된다. 잔류시간 또한 같은 경향을 보인다.

혼합 파라미터(Mixing paratmeter)로서 세 가지 모델에 대한 난류운동에너지 값을 살펴보면 랜스의 높이가 계면으로부터 증가할수록 난류운동에너지 값은 감소하는 것을 확인할 수 있다. 랜스 하단 부 반응이 실제로 일어나는 영역에서의 혼합이 랜스의 높이에 따라서 감소하고 있다는 것을 의미한다. 실제 반응모델을 추가했을 경우에도 동일한 파라미터로서 혼합되는 정도를 고려할 수 있을 것으로 판단되며 랜스의 높이를 계면과 가깝게 유지하는 것을 매트내의 조성을 균일하게 유지하는데 도움을 줄 수 있을 것으로 판단된다.

랜스 주위에서의 매트와 온도에 대한 상관관계에 대해서 살펴보면 랜스 주위로 비산한 매트가 랜스의 온도에 변화에 영향을 미친다는 것을 확인할 수 있으며 부딪히는 양이 많을수록 랜스의 온도 또한 높게 나타나는 것을 알 수 있다. 입자가 투입하기 시작하는 시점부터는 비산되는 매트의 양이 더 늘어나게 되고 그로 인해 랜스의 온도 또한 이전보다 높게 나타나게 된다. 계면으로

부터의 렌스의 높이가 떨어질수록 렌스 주위의 열유동의 변화가 거의 없게 되고 노 내부 유동의 변화로부터 렌스가 받는 영향도 줄어들게 됨도 함께 확인할 수 있다.

2) 렌스의 열응력

노 내의 열유동 해석을 바탕으로 렌스에 작용하는 열응력을 구해본 결과, 렌스의 벽을 따라 높은 온도구배가 형성이 되게 되고 이로 인해 안과 밖에 서로 다른 방향의 열응력이 발생하게 된다. 온도차이에 의한 strain의 값이 온도가 높은 바깥쪽에서는 크게 발생할 것이고 안쪽은 적게 발생할 것이다. 이로 인해 서로 간의 모양을 맞추기 위해서 적게 발생한 안쪽에서는 tensile 한 힘이 발생하고 바깥쪽에서는 반대 방향의 compressive 한 힘이 발생하는 것으로 생각된다. 그리고, 온도 구배가 클수록 응력은 더 크게 발생하게 되고 시간이 지남에 따라 온도 구배 또한 함께 변하게 되고 렌스에 걸리는 열응력 또한 시간이 지남에 따라 그 값이 큰 폭으로 변화할 것이라는 것을 알 수 있다.

열응력 계산결과를 바탕으로 렌스의 파괴에 영향을 미치는 요소들에 대해서 고려해보았고 두 가지 요소가 렌스의 파괴에 영향을 미칠 수 있을 것으로 생각되었다. 하나는 Cleavage 1. 영역의 파괴 메커니즘이다. 이것은 기존에 있던 Crack 이 Propagation 하면서 파괴가 진행되는 것으로 Fracture map 을 통해서 위의 요소가 파괴의 한 원인이 될 수 있다. 다른 하나는 Creep 이다. 이것은 재료가 고온에서 일정 시간동안 항복 응력보다 낮은 응력을 지속적으로 받았을 때 생기는 것이다. 렌스가 받는 평균 응력이 렌스 재료의 Creep 파괴 기준보다 높다는 것을 확인함으로써 렌스 파괴의 또 다른 원인으로 작용할 수

있다.

세 모델의 경우의 평균온도는 약 $650\text{ }^{\circ}\text{C} \sim 920\text{ }^{\circ}\text{C}$ 사이의 값을 가지게 된다. 위 온도 내에서 장시간 동안 렌스를 조업에 사용하게 되면 sigma phase embrittlement 현상이 발생할 가능성이 충분히 존재하게 되고 이로 인해 렌스 내 온도구배의 차이로 발생한 열응력에 대한 저항성이 약화되어 수치적으로 계산된 값보다 실제 더 큰 값으로 렌스 내에 작용할 수 있다.

참고 문헌

- [1] 손진군, 유재근, 백영현, 이상호, *단위공정을 중심으로 한 금속생산의 원리*. (청문각, 2007).
- [2] M. K. W.G.Davenport, M.Schlesinger, A.K.Biswas, *Extractive metallurgy of copper*. (Pergamon, ed. 4, 2002).
- [3] Z. Asaki, T. Taniguchi, M. Hayashi, Kinetics of the reactions in the smelting furnace of the Mitsubishi process. *Jom-J Min Met Mat S* **53**, 25 (May, 2001).
- [4] J. S. Chang, H. Y. Sohn, The Penetration Behavior of an Annular Gas-Solid Jet Impinging on a Liquid Bath: The Effects of the Density and Size of Solid Particles. *Metall Mater Trans B* **43**, 787 (Aug, 2012).
- [5] M. Alam, J. Naser, G. Brooks, A. Fontana, A Computational Fluid Dynamics Model of Shrouded Supersonic Jet Impingement on a Water Surface. *Isij Int* **52**, 1026 (2012).
- [6] D. Kang, R. K. Strand, Modeling of simultaneous heat and mass transfer within passive down-draft evaporative cooling (PDEC) towers with spray in FLUENT. *Energy and Buildings* **62**, 196 (7//, 2013).
- [7] SteelFounders'SocietyofAmerica, *Steel castings handbook*. (2004).
- [8] J. J. Bezuidenhout, J. J. Eksteen, S. M. Bradshaw, Computational

- fluid dynamic modelling of an electric furnace used in the smelting of PGM containing concentrates. *Minerals Engineering* **22**, 995 (2009).
- [9] M. Ersson *et al.*, A Mathematical Model of an Impinging Air Jet on a Water Surface. *Isij Int* **48**, 377 (2008).
 - [10] U. F. Hans-Jürgen Odenthal, Jochen Schlüter, CFD Simulation of Multiphase Melt Flows in Steelmaking Converters. *European Conference on Computational Fluid Dynamics*, (2006).
 - [11] Gandhi C, Ashby MF. Fracture-Mechanism Maps for Materials Which Cleave – Fcc, Bcc and Hcp Metals and Ceramics. *Acta Metall Mater* **27**,1565–602 (1979).
 - [12] Ashby MF, Gandhi C, Taplin DMR. Fracture-Mechanism Maps and Their Construction for Fcc Metals and Alloys. *Acta Metall Mater* **27**,699–729(1979).
 - [13] I. Zucato, M. C. Moreira, I. F. Machado, S. M. G. Lebrão, Microstructural Characterization and the Effect of Phase Transformations on Toughness of the UNS S31803 Duplex Stainless Steel Aged Treated at 850 °C. *Materials Research* **5**, 385 (2002).
 - [14] D. H. Herring, Sigma-Phase Embrittlement. *Industrial Heating* **80**, 16 (2.29, 2012).

abstract

The present study is aimed at developing a numerical model of the S furnace for copper concentrate melting in the Mitsubishi process. Reactions and melting and/or matte scattering make it difficult to directly observe the S furnace interior. Therefore, as an alternate approach, the development of a numerical model can allow for analysis of transport phenomena, reactions and the movement of microscopic particles in the interior, providing valuable insight into optimization of processing conditions and equipment modification. Previous studies have dealt more with specific local areas, as opposed to the flow of the entire furnace interior as a whole, focusing on the inter-relation between various factors. In the present study we attempt to simulate the furnace from a broader perspective than has been presented in previous studies. To do so, we employ commercial code to analyze flow patterns in the furnace and based on this data we further analyze the lances from a thermal stress perspective.

To investigate the furnace interior, we develop a global model of the system using VOF and DPM. Thermal flow analysis is carried out regarding matte flow, particle movement and temperature distribution in the furnace, with comparisons for 3 different cases of lance tip height from the interface. For the case of flow, reduced height of the lance tip from the

interface leads to more intense furnace interior flow, which has an impact on furnace interior mixing. More intense furnace interior flow creates an environment in which mixing may occur more readily, but on the other hand greater scattering of particles between the lances leads to a diminished amount of particles at the interface where smelting reactions take place. Further analysis is carried out based on the flow data outlined above, which reveals a high level of thermal stress acting on the lances, in multiple directions along the axis. The cause of this may be found in the thermal gradient which is formed along the lance wall. Based on the papers, we will imagine that cleavage and creep can be the reason of the lance fracture by using the thermal stress calculating data. It may also be surmised that changes in lance temperature during processing has an impact on the microscopic structure of the lance, thereby deteriorating resistance to thermal stress.

**keywords : Mitsubishi process, CFD(Computational fluid dynamics), VOF
(Volume of Fluid), DPM (Discrete Phase Model), Thermal stress**

student number : 2012-20595